



UNIVERSITÀ DEGLI STUDI DI
CASSINO E DEL LAZIO MERIDIONALE

Corso di Dottorato in
Metodi, Modelli e Tecnologie per l'ingegneria
Ciclo XXXII

Influenza del trattamento laser di CFRP sulla resistenza
meccanica di giunti incollati

SSD: ING-IND/16

Coordinatore del Corso
Chiar.ma Prof.ssa Wilma Polini

Dottorando
Gianluca Parodo

Supervisore
Chiar.mo Prof. Luca Sorrentino

a chi ha creduto in me

ABSTRACT

Nowadays composite materials play a fundamental role in structural design, particularly in the aeronautical and automotive fields. In fact, in these sectors it is essential to reduce the weight of the components as much as possible, without compromising performances. This aspect has led to the growing use of structural adhesives as a solution to the problem of coupling between the various parts of a structure. These, in fact, allow to obtain, with respect to the traditional fixing techniques, a greater uniformity in the distribution of the stress and to avoid any type of processing on the adherends to form the joint.

In the case of composite bonded joints, the cause of failure that occurs in most applications is to be attributed to the presence of defects, responsible for fractures, delaminations and detachments between the adhesive and the adherend. This last type of problem, commonly identified as an adhesive failure, is, among all the possible failure methods of a bonded joint, very common. The quality of the bonding, in fact, can be easily compromised due to inadequate pre-treatment, contamination of the surfaces to be glued and a strong sensitivity of the adhesive to particular environmental conditions (temperature values, humidity concentrations, presence of aggressive solvents), for example. The use of a laser source for pre-treating the surface to bond can increase the reliability of the bonded joint.

The constant increase in the applications of bonded joints has also led to the development of mathematical models for analysing their behaviour. For example, the ability to predict the bonding strength depending on the intensity with which the laser treatment is performed can be very useful in the joint design phase. However, this presupposes the need to model correctly the behaviour of the interface in the construction phase of the numerical model.

This thesis illustrates the effectiveness of a laser texturing and a possible approach methodology for modelling and determining numerical parameters capable of simulating the real behaviour of an interface in order to predict its mechanical strength. In particular, the first part consisted in the production of laminates and joints, in the execution of laser treatment and, finally, in the implementation of flexural tests.

In the second phase of the work activities a 2D numerical model based on cohesive elements was developed, therefore the numerical parameters relating to the interfaces of the tested joints were therefore derived through direct and inverse method.

INDICE

ABSTRACT.....	I
Indice delle figure	VI
Indice delle tabelle	XII
INTRODUZIONE	1
CAPITOLO 1. Giunzioni Strutturali	3
1.1 Introduzione alle giunzioni strutturali	3
1.2 Tipologie di giunzioni per materiali compositi	3
1.3 Giunzioni incollate	7
1.4 Configurazioni di giunzioni incollate	8
1.5 Tipologie di sollecitazioni	10
1.6 Tipologie di adesivo	12
CAPITOLO 2. Fattori di influenza: problematiche	17
2.1 Fattori pre-incollaggio	17
2.1.1 Bagnabilità	17
2.1.2 Pretrattamento superficiale.....	19
2.1.3 Spessore dell'adesivo	20
2.1.4 Processo di incollaggio	21
2.2 Fattori post-incollaggio: durability del giunto.....	25
2.2.1 Effetto della radiazione UV	26
2.2.2 Effetto della temperatura.....	26
2.2.3 Effetto della umidità.....	27
2.2.4 Invecchiamento idro termico.....	29
CAPITOLO 3. Preparazione superficiale per l'incollaggio	32
3.1 Processi meccanici.....	37
3.2 Processi chimici.....	50
3.3 Processi fisico-chimici: laser	51
3.4 Limiti attuali ed obiettivo del lavoro	53
CAPITOLO 4. Trattamento Laser su compositi	56
4.1 Introduzione.....	56

4.2	Cenni sul principio di funzionamento	59
4.3	Tipologie di Laser.....	63
4.4	Parametri di processo	66
4.4.1	Lunghezza d'onda	66
4.4.2	Frequenza e durata dell'impulso	69
4.4.3	Potenza, velocità ed energia.....	71
4.5	Strategia di scansione: laser texturing	72
CAPITOLO 5. Parte Sperimentale: Realizzazione Laminati e Giunti ENF		76
5.1	Tecnologie di produzione CFRP	76
5.2	Vacuum bagging.....	84
5.3	Materiali e metodi utilizzati.....	87
5.3.1	Definizione tipologia di provini e dimensioni	88
5.3.2	Produzione degli aderendi.....	89
5.3.3	Definizione del laser texturing	98
5.3.4	Produzione dei giunti ENF.....	107
5.3.5	Caratterizzazione.....	112
5.4	Analisi dei risultati	113
CAPITOLO 6. Modellazione FEM di giunzioni incollate.....		116
6.1	Approcci utilizzati in letteratura	116
6.1.1	Il modello di Wu	117
6.1.2	Panoramica dei modelli successivi.....	126
6.1.3	Il modello di Luo e Tong [77].....	128
6.2	Cenni sul metodo degli elementi finiti	135
6.2.1	Introduzione al metodo	137
6.2.2	FEM per problemi di meccanica solida	143
6.3	Meccanica del danno	148
6.3.1	Introduzione alla meccanica della frattura	148
6.3.2	Il criterio di Griffith	149
6.3.3	Modellazione della Zona Coesiva (CZM).....	150
6.4	Sviluppo modello numerico	156
6.4.1	Scelta del software	156
6.4.2	Implementazione CZM	159
6.4.3	Sviluppo modello numerico ed analisi dei risultati.....	162
6.4.4	Sviluppi futuri	174
CONCLUSIONI		175
Appendice A		177

Appendice B	182
Bibliografia	192

INDICE DELLE FIGURE

Fig. 1.1: CAD di un giunto meccanico.	4
Fig. 1.2: CAD di un giunto incollato.	5
Fig. 1.3: CAD di un giunto ibrido.	5
Fig. 1.4: Particolare di un assemblaggio di due laminati unidirezionali in composito polimerico termoindurente danneggiati durante la rivettatura.	7
Fig. 1.5: Configurazioni più comuni di giunzioni incollate.	8
Fig. 1.6: Effetto della scelta di configurazione del giunto in funzione del carico massimo e della tipologia di rottura [1].	10
Fig. 1.7: Esempi di sollecitazioni semplici su una giunzione incollata.	11
Fig. 1.8: Single lap joint in cui il carico agente P induce una sollecitazione di taglio nell'adesivo.	12
Fig. 1.1.9: Andamento qualitativo degli sforzi di peel (peel stress) e di taglio (shear stress) lungo la mezzzeria dell'adesivo di un single-lap joint [2].	12
Fig. 1.10: Andamento degli sforzi di taglio in un giunto single lap realizzato con due adesivi di diversa rigidità [3].	14
Fig. 2.1: Andamento della bagnabilità in funzione della tensione superficiale della goccia e dell'energia superficiale della superficie analizzata.	18
Fig. 2.2: Esempi di: a) alta bagnabilità, b) bassa bagnabilità.	19
Fig. 2.3: Andamento della resistenza meccanica al variare dello spessore di colla in giunzioni single-lap realizzate con adesivo epossidico e aderendi metallici.	20
Fig. 2.4: Esempio di clean room.	24
Fig. 3.1: Materiali utilizzati per la realizzazione di aerei commerciali dal 1967 al 2013.	34
Fig. 3.2: Trattamenti meccanici su laminati in CFRP: a) carteggiatura; b) sabbiatura.	39
Fig. 3.3: Schizzo quotato dei provini single lap con le dimensioni secondo normativa ASTM D1002 e D5868 [35].	39
Fig. 3.4: Classificazione delle modalità di rottura secondo la normativa ASTM D5573.	42

Fig. 3.5: Risultati dei test lap-shear ottenuti in [35].....	42
Fig. 3.6: Analisi dei vuoti presenti sulle superfici di rottura: a) immagine acquisita con fotocamera; b) elaborazione dell'immagine con ImageJ; c) verifica dell'area evidenziata nel rettangolo rosso con osservazioni SEM [35]......	45
Fig. 3.7: Analisi delle superfici di frattura di provini realizzati con EA 9309NA trattati col peel ply, effettuata con ImageJ [35].	47
Fig. 3.8: Risultati dei Tukey tests relativi all'adesivo: a) AF 163 2K; b) EA 934NA; c) EA 9309NA [35]......	49
Fig. 3.9: Superficie di un laminato in CFRP trattato con un peel ply in nylon[46]: le frecce rosse indicano delle porzioni di fibre del peel ply staccatesi e rimaste sulla superficie da incollare.	54
Fig. 4.1: Principali meccanismi di rimozione del materiale: a) ablazione; b) combustione; c) effetto meccanico [59]......	58
Fig. 4.2: Schema di funzionamento di un dispositivo laser.	60
Fig. 4.3:Schema del principio di funzionamento di un generico laser.....	61
Fig. 4.4: Esempi di modalità tipiche di distribuzione di potenza in uscita di un laser (TEM).	63
Fig. 4.5: Delaminazione di un laminato in CFRP (frecce rosse): è possibile osservare che nel caso di laser UV la delaminazione è meno marcata rispetto un laser che lavora sull'IR[41].	68
Fig. 4.6: Spettro di assorbanza di un generico polimero e lunghezze d'onda delle principali tipologie di laser. La frecci rossa indica la bassa assorbanza nel visibile per cui può essere necessario inserire agenti fotoiniziatori nella composizione del polimero [41]......	68
Fig. 4.7: Effetto della durata dell'impulso laser sulla dimensione dell'HAZ[33].	69
Fig. 4.8: Relazione tra energia e potenza dell'impulso in funzione della frequenza e della potenza media del laser[59]......	70
Fig. 4.9: Effetto della frequenza del laser sulla generazione di materiale combusto[59]: a) bassa frequenza; b) alta frequenza.....	70
Fig. 4.10: Meccanismo di danneggiamento termico di CFRP trattati col laser [41]: a) assorbimento calore nelle fibre di carbonio; b) eiezione della matrice e conduzione termica nelle fibre; c) delaminazione per deposizione di calore.	71
Fig. 4.11: Meccanismo di rimozione del distaccante a seguito del trattamento laser [41]: a) trattamento debole e condensazione dei contaminanti; a) trattamento forte e vaporizzazione dei contaminanti.	72

Fig. 4.12: Esempio di trattamento laser con movimentazione del pezzo[41]: a) lavorazione a linea; b) lavorazione con ripetizioni.....	73
Fig. 4.13: Generico sistema di scansione laser costituito da: a) sorgente laser; b)dispositivo di modellamento del fascio; c) testa galvanometrica; d) lente F-theta; e) piano di lavoro [33].....	74
Fig. 5.1: Schematizzazione del processo di hand lay-up: 1) stampo; 2) distaccante; 3) gel coat; 4) resina; 5) rullo compattatore; 6) fibre.....	78
Fig. 5.2: Schematizzazione del processo di spray lay-up.	79
Fig. 5.3: Schematizzazione del processo di centrifugal moulding.....	79
Fig. 5.4: Schema rappresentativo del processo di prepreg vacuum bagging.	80
Fig. 5.5: Schema del processo di filament winding tradizionale.	82
Fig. 5.6: Esempio di processo di filament winding robotizzato.....	82
Fig. 5.7: Schematizzazione del processo di RTM: 1) semi-stampo superiore maschio; 2) semi-stampo inferiore femmina; 3) meccanismo di chiusura; 4) miscelatore di resina e catalizzatore; 5) fibre; 6) resina; 7) serbatoio resina; 8) serbatoio catalizzatore.	83
Fig. 5.8: Schematizzazione del processo RIFT.....	84
Fig. 5.9: Schema del processo di calandratura per prepreg.....	86
Fig. 5.10: Geometra provino ENF incollato: vista frontale.	88
Fig. 5.11: Dimensioni nominali scelte per i provini ENF.....	88
Fig. 5.12: Schema test ENF secondo ASTM D7905 [66].....	89
Fig. 5.13: Stampo in alluminio utilizzato per la produzione degli aderendi.....	90
Fig. 5.14: Sigillante butilico Aerovac LTS90B, adottato per la realizzazione del sacco a vuoto.....	91
Fig. 5.15 Bleeder Aerovac AB100.....	91
Fig. 5.16: Pompa per il vuoto RV5 prodotta da Edwards ed adottata per il processo produttivo.....	92
Fig. 5.17: Forno Nabetherm N120/65 HACDB utilizzato per la polimerizzazione degli aderendi in CFRP.....	92
Fig. 5.18: Sistema di riferimento adottato per la definizione dell'angolo di stratificazione.....	93
Fig. 5.19: Posizionamento delle lamine stratificate di prepreg sullo stampo.	94
Fig. 5.20: Posizionamento dei controstampi sui laminati.	94
Fig. 5.21: Posizionamento del film distaccante tra controstampo e bleeder.....	95
Fig. 5.22: Applicazione del bleeder, sigillatura del sacco e applicazione della valvola per il vuoto.	95

Fig. 5.23: Realizzazione del vuoto nel sacco ottenuta collegando con il tubo di aspirazione la valvola del vuoto con la pompa.	96
Fig. 5.24: Ciclo di cura impostato per la produzione dei laminati.	97
Fig. 5.25: Laminati in CFRP rifiniti: a) laminati A e B; b) laminati C ₁ e C ₂	98
Fig. 5.26: Laser Giotto CO ₂ 25 W.	100
Fig. 5.27: Microscopio ottico Leica VMM 200.	100
Fig. 5.28: Optimet Conoscan 3000.	101
Fig. 5.29: Primo approccio di laser texturing su CFRP.	103
Fig. 5.30: Solco laser realizzato trasversalmente alla direzione delle fibre del primo ply dell'aderendo.	103
Fig. 5.31: Analisi olografica di un trattamento laser con solchi realizzati trasversalmente alle fibre: la variazione cromatica mostra come il trattamento ottenuto risulti essere poco ripetibile.	104
Fig. 5.32: Trattamento laser con solchi longitudinali al rinforzo: come illustrato nella circonferenza rossa, il trattamento ha completamente rimosso la matrice esponendo le fibre del primo ply totalmente all'ambiente esterno.	104
Fig. 5.33: Schema di laser texturing basato su dimples in griglia quadrata.	106
Fig. 5.34: Analisi mediante olografia conoscopica di un laminato in CFRP trattato con il laser texturing basato su dimples in griglia quadrata.	106
Fig. 5.35: Posizionamento laminato e strisce di teflon sullo stampo per l'incollaggio.	108
Fig. 5.36: Adesivo epossidico bicomponente in pasta EA 9309.3NA.	109
Fig. 5.37: Applicazione dell'adesivo EA 9309.3NA sul laminato.	109
Fig. 5.38: Posizionamento secondo laminato.	110
Fig. 5.39: Fissaggio dei laminati e posizionamento del peso: da notare a fuoriuscita dell'adesivo lungo i bordi dell'incollaggio.	110
Fig. 5.40: Laminati incollati ed estratti dallo stampo.	111
Fig. 5.41: Immagine di un provino ENF realizzato per l'attività sperimentale. .	111
Fig. 5.42: Schema di test a flessione con dimensioni adottate.	112
Fig. 5.43: Particolare di un provino ENF durante il test a flessione.	113
Fig. 5.44: Rottura del tipo stock-break di un provino ENF trattato con densità di trattamento pari al 20%: tutti i provini trattati con densità superiore al 13% hanno mostrato questa tipologia di rottura.	114
Fig. 5.45: Rottura di tipo adhesive di un provino ENF non trattato.	114
Fig. 5.46: Risultati sperimentali test ENF: istogrammi energia di frattura-densità di trattamento.	115

Fig. 5.47: Confronto curve carico-spostamento tra provini non trattati e trattati al 13%.	115
Fig. 6.1: Geometria del giunto di riferimento per il modello di Wu [70].	118
Fig. 6.2: Schema del corpo libero per il calcolo delle sollecitazioni alle estremità della giunzione.	118
Fig. 6.3: Convenzioni adottate per i segni di M, N e Q.	119
Fig. 6.4: Volume elementare con bilancio di sollecitazioni relativo a: a) lamina 1; b) lamina 2.	122
Fig. 6.5: Deformazioni della sezione trasversale secondo gli approcci CPT, FSDT e HSDT.	128
Fig. 6.6: Schema di riferimento per la trattazione del modello di Luo e Tong [77].	129
Fig. 6.7: Corpo libero per: a) l'analisi non lineare; b) componenti delle forze sul bordo della sovrapposizione [77].	129
Fig. 6.8: Schema di elemento parametrico bidimensionali: a) lineare; b) quadratico. c) Sistema di coordinate locali ξ, η .	143
Fig. 6.9: Forza normale distribuita su un lato di un elemento quadratico.	147
Fig. 6.10: Comportamento meccanico degli elementi coesivi.	152
Fig. 6.11: Tipologie di traction-separation law più comuni.	153
Fig. 6.12: Elemento interfaccia con sistema di riferimento basato su un punto di integrazione.	157
Fig. 6.13: Implementazione in MSC.Marc della stratificazione degli elementi superiori degli aderendi.	160
Fig. 6.14: Rappresentazione della geometria, del sistema di riferimento globale e della griglia di calcolo: gli elementi 186 delle due interfacce hanno estensione solo lungo x	161
Fig. 6.15: Confronto sperimentale-numerico delle curve carico-spostamento: in blu sono riportati i risultati sperimentali, in verde la simulazione con legge di danno lineare, in arancione con legge di danno esponenziale, ed in rosso con la legge di danno lineare-esponenziale.	163
Fig. 6.16: Contact table implementata nel modello.	164
Fig. 6.17: Generico provino ENF.	165
Fig. 6.18: Primo confronto numerico-sperimentale per i giunti non trattati.	166
Fig. 6.19: Confronti numerico-sperimentale per i giunti N.	168

Fig. 6.20: Confronto curve carico-spostamento sperimentali (blu) e numerico (rosso), relativi a provini non trattati. Il punto rosso rappresenta il punto di inizio propagazione della cricca.....	169
Fig. 6.21: Spostamento degli elementi lungo y relativo a provino non trattato nel momento di inizio propagazione della cricca.	170
Fig. 6.22: Confronto curve carico-spostamento sperimentali (blu) e numerico (rosso), relativi a provini trattati. Il punto rosso rappresenta il punto di inizio propagazione della cricca.....	172
Fig. 6.23: Simulazione provino ENF trattato col laser: in rosso è riportata la zona di processo di frattura, in cui gli elementi interfaccia iniziano a danneggiarsi.	174

INDICE DELLE TABELLE

Tabella 3.1: Principali processi di pretrattamento superficiali divisi per tipologia.	36
Tabella 3.2: Proprietà caratteristiche degli adesivi adottati in [35].	40
Tabella 3.3: Area percentuale occupata dai vuoti sulla superficie di frattura ottenuta in [35].	44
Tabella 3.4: Risultati analisi correlazionale vuoti-carico a rottura, effettuata in [35].	45
Tabella 3.5: Risultati analisi correlazionale modalità di frattura-carico a rottura, effettuata in [35].	47
Tabella 3.6: ANOVA dei risultati dei test lap-shear, effettuata in [35].	48
Tabella 4.1: Applicazioni dei sistemi laser ai processi tecnologici.	64
Tabella 4.2: Principali tipologie di laser usate in ambito industriale e di ricerca.	65
Tabella 5.1: Proprietà meccaniche della singola lamina del prepreg CycomM751/T152.	90
Tabella 5.2: Caratteristiche tecniche del laser adottato per l'attività sperimentale.	99
Tabella 5.3: Misurazioni spessore solchi realizzati in prove preliminari.	102
Tabella 5.4: Parametri laser adottati per la realizzazione dei dimples.	105
Tabella 5.5: Piano sperimentale adottato per indagare l'influenza del trattamento laser sulla resistenza dei giunti incollati ENF.	107
Tabella 6.1: Valori di ξ_i e di w_i per $n=1, 2, 3$	146
Tabella 6.2: Valori di primo tentativo di G_c e v_c per i giunti non trattati.	166
Tabella 6.3: Valori dei parametri coesivi rappresentativi del comportamento dell'interfaccia aderendo-adesivo dei giunti non trattati.	169
Tabella 6.4: Valori di G_c e v_c per i giunti trattati col laser.	171
Tabella 6.5: Confronto numerico-sperimentale nel punto di inizio propagazione di cricca, relativo a provini non trattati.	173
Tabella 6.6: Confronto numerico-sperimentale nel punto di inizio propagazione di cricca, relativo a provini trattati col laser.	173

INTRODUZIONE

Al giorno d'oggi i materiali compositi svolgono un ruolo di primaria importanza nella progettazione strutturale, in particolar modo in ambito aeronautico e automotive. Infatti, in questi settori risulta fondamentale ridurre il più possibile il peso dei componenti, senza comprometterne le prestazioni. Tale esigenza ha comportato, come soluzione alla problematica dell'accoppiamento tra le varie parti di una struttura, al crescente utilizzo degli adesivi strutturali. Questi, infatti, consentono di ottenere, rispetto alle tradizionali tecniche di fissaggio, una maggiore uniformità nella distribuzione delle tensioni e di evitare qualsiasi tipo di lavorazione sugli aderendi costituenti la giunzione.

Nel caso di giunti incollati in composito la causa di cedimento che si verifica nella maggior parte delle applicazioni è da attribuire alla presenza di difettosità, responsabili di fratture, delaminazioni e distacchi tra l'adesivo e l'aderendo. Quest'ultima tipologia di problematica, comunemente identificata come rottura adesiva, è, tra tutte le possibili modalità di cedimento di una giunzione incollata, molto comune. La qualità dell'incollaggio, infatti, può essere facilmente compromessa a causa di un inadeguato pretrattamento, di contaminazioni delle superfici da incollare e da una forte sensibilità dell'adesivo nei confronti di particolari condizioni ambientali (valori di temperatura, concentrazioni di umidità, presenza di solventi aggressivi), per esempio. Una tecnica innovativa per incrementare la resistenza all'interfaccia consiste nell'utilizzo di sistemi laser, il cui effetto principale è quello di migliorare l'adesione tra l'adesivo e gli aderendi di una giunzione.

Il costante incremento delle applicazioni dei giunti incollati ha comportato anche lo sviluppo di modelli matematici per poterne analizzare il comportamento. Per esempio, la capacità di poter prevedere la resistenza dell'incollaggio in funzione dell'intensità con cui viene eseguito il trattamento laser può risultare molto utile in fase di progettazione della giunzione. Ciò, però, presuppone la necessità di modellare correttamente, nella fase di costruzione del modello numerico, il comportamento dell'interfaccia.

In questo lavoro di tesi viene illustrata l'efficacia di un innovativo trattamento di laser texturing e una possibile metodologia di approccio per la modellazione e la

determinazione dei parametri numerici in grado di simulare il reale comportamento all'interfaccia al fine di prevedere la resistenza meccanica della giunzione. In particolare, la prima parte è consistita nella produzione dei laminati e delle giunzioni, nell'esecuzione del trattamento laser e, infine, nella realizzazione delle prove di caratterizzazione.

Nella seconda fase delle attività del lavoro è stato messo a punto un modello numerico 2D basato su elementi coesivi, dunque sono stati quindi ricavati, mediante metodo diretto e metodo inverso, i parametri numerici relativi alle interfacce delle giunzioni testate.

CAPITOLO 1. GIUNZIONI STRUTTURALI

1.1 Introduzione alle giunzioni strutturali

Per giunzione si intende l'unione di due o più componenti meccanici secondo diversi procedimenti e tecniche, al fine di realizzarne l'assieme. Lo scopo della giunzione consiste nel trasferire un carico da una parte all'altra dell'assieme, in modo tale che quest'ultimo abbia la rigidità richiesta in fase di progettazione al fine di poter garantire la propria funzionalità. L'uso di giunzioni comporta una serie di limitazioni ed accorgimenti legati alla specifica tecnica utilizzata, come ad esempio la natura dei carichi applicati, l'affidabilità dell'assieme nel tempo e l'impossibilità per alcune tecnologie di giunzione di realizzare unioni tra materiali completamente differenti. Di conseguenza è buona norma per il progettista limitare al minimo indispensabile il loro utilizzo. Infatti, le giunzioni costituiscono la parte più debole di una struttura in quanto rappresenta sia un aumento di peso della struttura stessa, dei costi di produzione e manutenzione, ma soprattutto genera delle zone di discontinuità che possono essere soggette ad intensificazione degli sforzi e, i casi estremi, di cedimento. Sulla base di queste osservazioni, le giunzioni rappresentano una delle maggiori sfide progettuali per la realizzazione di componenti strutturali affidabili nel tempo.

1.2 Tipologie di giunzioni per materiali compositi

Il motivo del crescente impiego dei materiali compositi in vari settori industriali, in particolare in ambito aeronautico e automotive, è da ricercare nei vantaggi che questa tecnologia è in grado di offrire rispetto all'impiego dei materiali metallici tradizionali. Infatti, il loro utilizzo consente di ottenere manufatti molto rigidi e resistenti, leggeri e dagli ingombri estremamente ridotti. Tuttavia non sempre è possibile realizzare dei componenti complessi direttamente dal processo di formatura, ma piuttosto più essere

necessario assemblare più parti per ottenere la forma richiesta dalle specifiche progettuali. In caso di materiali compositi, l'utilizzo di metodi di giunzione adeguati rappresenta la base per una corretta progettazione di una struttura, al fine di sfruttare appieno i vantaggi offerti da questa classe di materiali.

Una prima classificazione permette di distinguere tra giunzioni fisse e giunzioni mobili. Le giunzioni fisse sono giunzioni che non possono essere smontate senza danneggiare il pezzo. Degli esempi di giunzioni fisse sono le giunzioni chiodate, saldate e incollate. Al contrario, le giunzioni mobili sono giunzioni che possono essere disassemblate senza arrecare danno alle parti, come ad esempio gli accoppiamenti filettati.

Un'altra classificazione delle giunzioni è data da come viene trasferito il carico tra le parti. In questo modo, è possibile definire tre tipologie di giunzioni strutturali:

- giunti meccanici, nei quali il carico è trasmesso attraverso elementi metallici quali rivetti e/o bulloni;

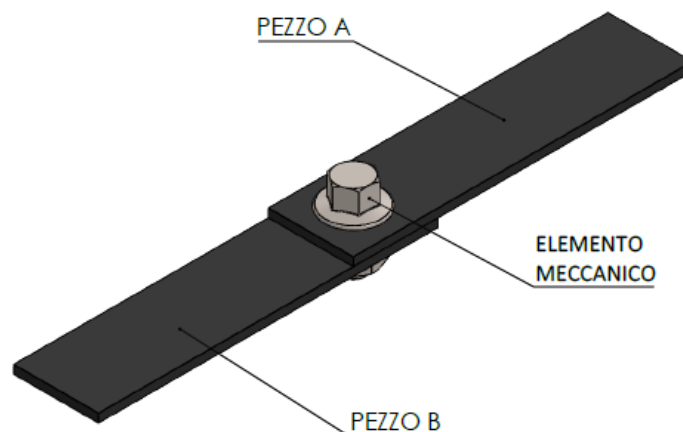


Fig. 1.1: CAD di un giunto meccanico.

- giunti incollati, in cui il carico è trasmesso attraverso l'utilizzo di un adesivo strutturale tra gli aderendi;

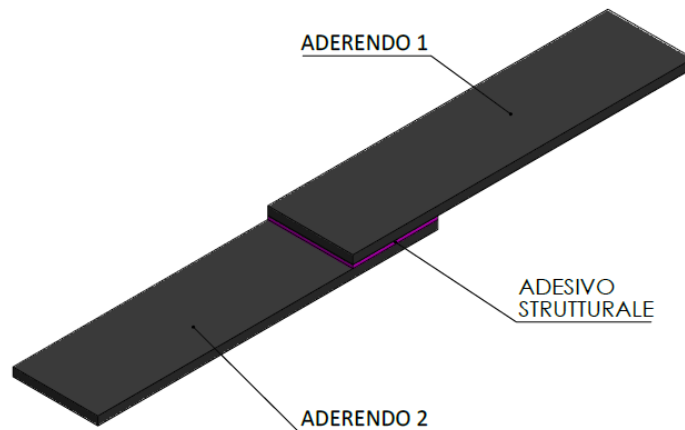


Fig. 1.2: CAD di un giunto incollato.

- giunti ibridi, nei quali il carico viene trasferito combinando i due casi precedenti, ovvero attraverso l'utilizzo sia di elementi metallici, sia dell'adesivo strutturale.

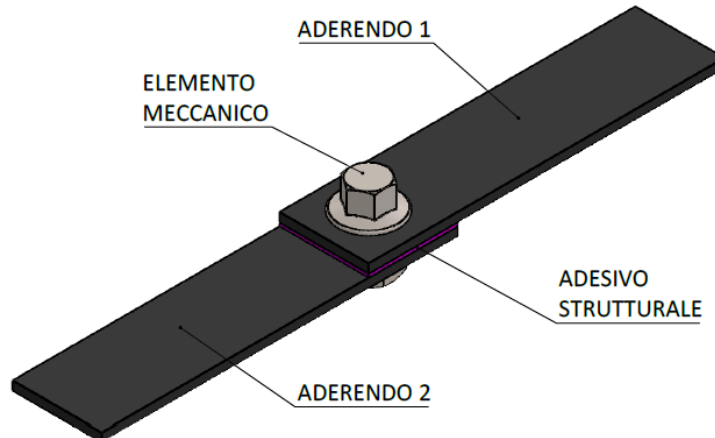


Fig. 1.3: CAD di un giunto ibrido.

La saldatura rappresenta una alternativa di giunzione per realizzare assieme in materiali compositi a matrice termoplastica, ma generalmente non viene impiegata per giunzioni strutturali. Infatti questa tecnica necessita che i materiali da unire siano, se non uguali, almeno della stessa natura. La giunzione viene realizzata attraverso la fusione di questi, o al più aggiungendo del materiale di apporto affine. Inoltre, una

particolare tipologia di giunzioni è rappresentata dai giunti co-cured, nei quali la resina del composito è sfruttata anche come adesivo strutturale. Per ottenere ciò è necessario che la resina dei lembi da unire sia in uno stato di parziale polimerizzazione quando questi ultimi vengono accostati: tale aspetto rappresenta la maggiore criticità nella realizzazione di questa tipologia di giunti. Nei giunti co-bonding, invece, si ha la giunzione tra un materiale polimerizzato ed uno non polimerizzato, sfruttando la resina di quest'ultimo. In questo caso è importante trattare opportunamente la superficie del substrato curato; in alcuni casi può essere anche necessario un pretrattamento superficiale, oltre all'utilizzo di un adesivo strutturale da frapporre tra i materiali coinvolti.

I componenti assemblati nella quasi totalità delle volte non sono progettati a vita infinita ma necessitano di manutenzioni periodiche, le quali vengono spesso programmate già in fase di progetto. La presenza di giunzioni permanenti limita fortemente la possibilità di effettuare eventuali riparazioni senza danneggiare le parti accoppiate. In questi casi l'utilizzo di bulloni permette di rendere l'accoppiamento delle parti reversibile, facilitando così le operazioni di manutenzione. Nella giunzione bullonata il bullone ha lo scopo di comprimere tra loro le due superfici a contatto, andando così a generare l'attrito necessario ad impedire lo scorrimento tra le parti. Risulta perciò necessario forare il materiale, il quale sarà soggetto localmente a concentrazione di tensioni legate non solo al carico applicato al giunto ma anche alla presenza del carico di compressione del bullone. Inoltre, nel caso di materiali compositi fibrorinforzati, la foratura va a recidere le fibre, generando così un danno locale che va ad inficiare localmente le proprietà meccaniche della parte.

La rivettatura è un'operazione simile alla bullonatura, tuttavia è sconsigliata nel caso di accoppiamenti di parti in composito (soprattutto in caso di laminati unidirezionali) in quanto può generare dei carichi di tensione nella matrice dovuti essenzialmente alla deformazione per compressione del rivetto (Fig. 1.4).

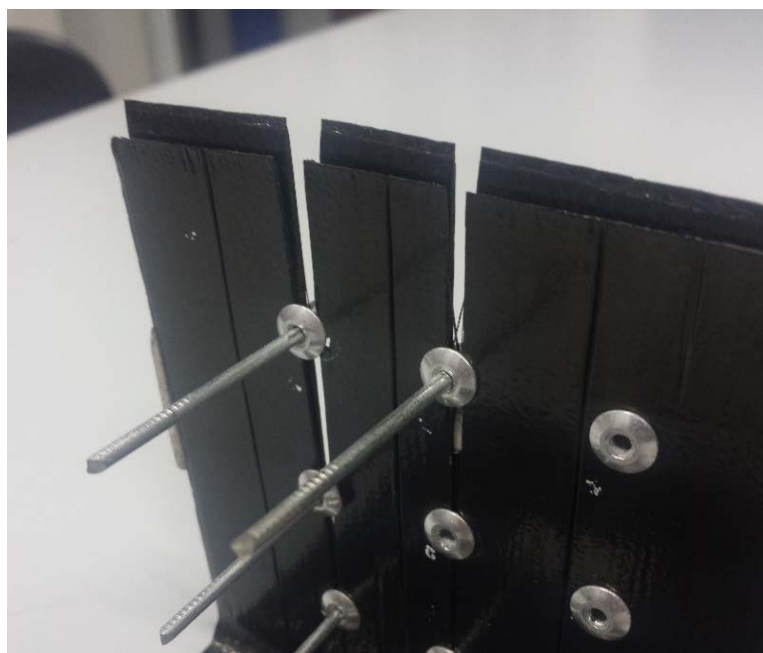


Fig. 1.4: Particolare di un assemblaggio di due laminati unidirezionali in composito polimerico termoindurente danneggiati durante la rivettatura.

1.3 Giunzioni incollate

Il crescente utilizzo di materiali compositi polimerici in molte aree di interesse ingegneristico richiede lo sviluppo e l'ottimizzazione di linee guida nella progettazione della parte e nelle varie tecniche utilizzate per la realizzazione di componenti a forma complessa in strutture in composito. Infatti, l'utilizzo di questa tipologia di materiali sta incrementando negli ultimi decenni a causa delle loro caratteristiche peculiari: elevate proprietà meccaniche, assenza di problemi di corrosione tipici dei materiali tradizionali, leggerezza. Inoltre il loro utilizzo permette al progettista di variare le proprietà meccaniche da punto a punto nel manufatto semplicemente variando localmente la direzione delle fibre. Si tratta di proprietà molto importanti, soprattutto in campo aeronautico e automobilistico, ovvero laddove è richiesto di abbattere il peso dei componenti a parità di prestazioni. Al giorno d'oggi, tali proprietà risultano essenziali sia per ottimizzare le prestazioni sia per abbattere consumi ed emissioni inquinanti nei mezzi di trasporto, in particolare quelli pesanti prodotti in grande serie. In quest'ottica l'utilizzo di adesivi strutturali permette di massimizzare la resistenza specifica di parti assemblate realizzando un giunto più leggero e privo di problemi corrosivi in quanto non vengono usate parti metalliche.

Per adesivo si intende un materiale, generalmente una resina polimerica, che, applicata a superfici di altri materiali, permette di tenerle unite insieme mostrando una certa resistenza alla separazione. La progettazione di giunzioni incollate richiede una conoscenza approfondita dei vari parametri di influenza, come il trattamento superficiale degli aderendi, la compatibilità chimica tra adesivo ed aderendo, la configurazione geometrica adottata ed infine le condizioni di esercizio che il giunto incollato dovrà affrontare durante la sua work life.

1.4 Configurazioni di giunzioni incollate

In letteratura scientifica sono riportate molteplici configurazioni di giunti incollati, ognuna con peculiarità adatte ad una o più tipologie di sollecitazione e con differenti difficoltà di realizzazione (Fig. 1.5).

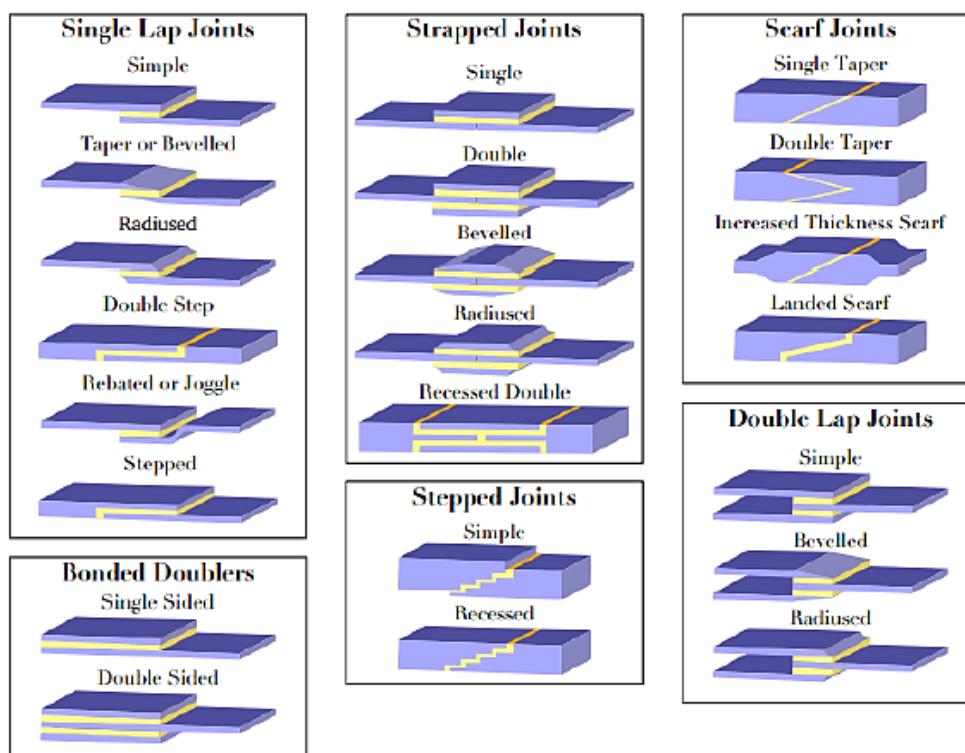


Fig. 1.5: Configurazioni più comuni di giunzioni incollate.

I single lap joints rappresentano la configurazione più semplice da realizzare ma a minor efficienza. Infatti, in questa tipologia di giunzioni, i carichi risultano essere disallineati, generando un momento flettente del giunto e forti concentrazioni delle tensioni in prossimità delle estremità della zona di sovrapposizione. Per ridurre l'entità del picco di sforzo è possibile rastremare gli aderendi in prossimità di tali estremità: i giunti così ottenuti sono detti taper or bevelled joints.

Un'alternativa molto diffusa rispetto ai taper è rappresentata dai double step, in cui si riduce l'eccentricità del carico e si sfrutta l'effetto di una maggiore sezione resistente grazie ad una maggiore area di incollaggio. Quest'ultimo vantaggio lo si ritrova anche nei stepped joints (detti giunti a gradino), aventi un'elevata resistenza a sollecitazioni anche di compressione e di trazione in quanto il carico viene efficientemente trasmesso in varie sezioni. La realizzazione dei stepped joints risulta particolarmente semplice nel caso di aderendi in materiale composito in quanto la stratificazione dell'aderendo agevola la realizzazione della sagomatura a gradino.

Nel caso in cui la giunzione dovesse essere soggetta ad elevati carichi, è possibile ricorrere alla categoria dei strapped joints nei quali l'adesivo è sollecitato quasi completamente a taglio e i carichi applicati agli aderendi risultano essere allineati tra loro. Gli scarf joints rappresentano la configurazione di giunti incollati con maggior resistenza, sia a compressione, sia a trazione, oltre ai casi di forze di peel vista la sua conformazione geometrica. Le elevate prestazioni di questi giunti sono garantite fondamentalmente per l'elevata sezione trasversale. Tuttavia, essi presentano elevate difficoltà di realizzazione e risultano poco adatti in caso di impiego di adesivi elastici.

I fattori che incidono sulla scelta, da parte del progettista, della geometria del giunto sono la resistenza massima che essa garantisce e la sua complessità realizzativa. Molto spesso questi due aspetti sono inversamente proporzionali tra loro e risulta necessario, pertanto, un'accurata analisi di tutte le variabili di progettazione. Generalmente, infatti, la resistenza del giunto aumenta all'aumentare dello spessore degli aderendi e della sua complessità geometrica (Fig. 1.6): basti pensare, per esempio, alle scarse prestazioni resistenziali e semplicità realizzativa dei single lap joints rispetto a quanto offerto dagli scarf joints per i quali, però, è necessaria un'attenta cura della fase di produzione in quanto le prestazioni di questa tipologia di giunti sono influenzate dalla precisione con cui viene realizzata la particolare geometria degli aderendi.

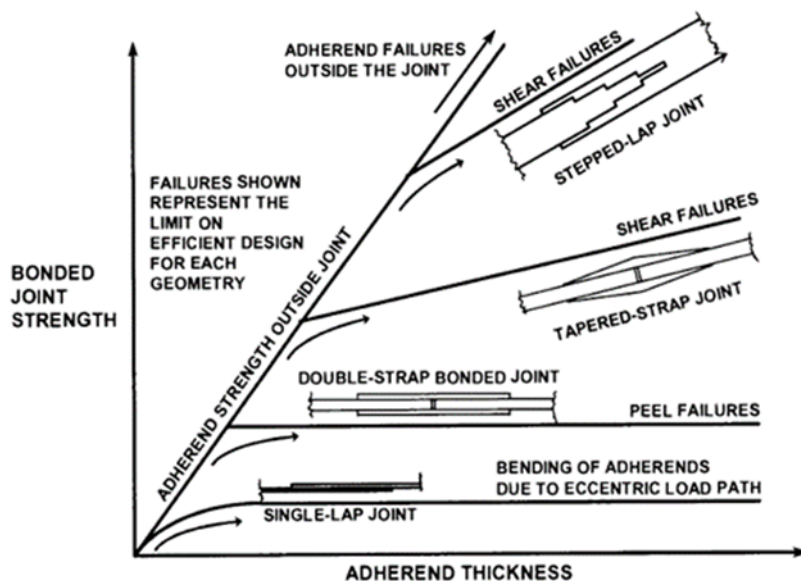


Fig. 1.6: Effetto della scelta di configurazione del giunto in funzione del carico massimo e della tipologia di rottura [1].

1.5 Tipologie di sollecitazioni

Al fine realizzare una giunzione efficiente, è necessario progettare il giunto in modo tale che le sollecitazioni dovute a forze esterne ed agenti sull'adesivo siano perlopiù di taglio e di compressione, cercando di minimizzare le sollecitazioni di peel, clivaggio e di trazione pura. L'adesivo, infatti, presenta per sua natura una buona resistenza al taglio e alla compressione, ma mostra una scarsa resistenza meccanica nel caso di sollecitazioni di peel e clivaggio. Per questi motivi è necessario ridurre il più possibile i fattori che possono indurre modi di sollecitazione indesiderati, come una non corretta scelta della configurazione geometrica, un errato posizionamento degli aderendi in fase di produzione del giunto e presenza o meno di eventuali eccentricità dei carichi agenti. Nella pratica, infatti, gli incollaggi non risultano mai sollecitati secondo una modalità di carico univoca, bensì si rivelano sottoposti a modi di sollecitazione misti. Pertanto, è necessaria un'accurata analisi degli stati di sforzo che si generano su un giunto nelle condizioni di esercizio, oltre ad una scelta ben ponderata della geometria da adottare e un forte controllo sulla qualità del relativo processo di produzione. In Fig. 1.7 sono riportate alcune delle tipologie di sollecitazioni semplici a cui gli incollaggi possono essere sottoposti in esercizio.

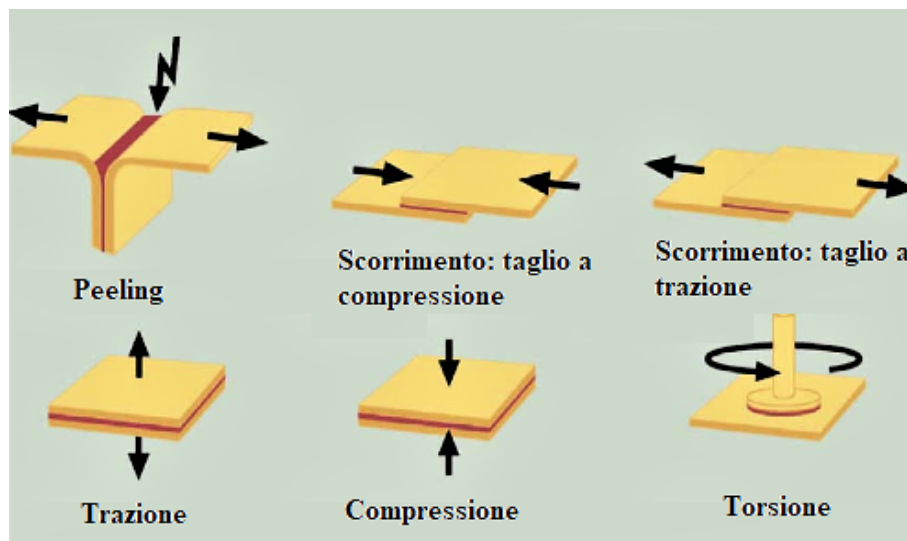


Fig. 1.7: Esempi di sollecitazioni semplici su una giunzione incollata.

Una sollecitazione di trazione comporta un elevato stato di sforzo sui bordi esterni che, generalmente, sono anche la zona da cui inizia la propagazione di cricche che portano al cedimento del giunto. È facile riscontrare in alcune applicazioni pratiche la presenza di carichi eccentrici, i quali tendono a generare delle sollecitazioni di peel nel giunto. Quest'ultime sono particolarmente indesiderate per le giunzioni incollate in quanto, agendo in modo di apertura (modo I) sugli aderendi, provocano un'elevata concentrazione dello sforzo all'estremità dell'incollaggio.

L'adesione tra la colla e gli aderendi risulta essere favorita, invece, nei casi di sollecitazioni di compressione. Tuttavia, gli adesivi generalmente sono ottimizzati per lavorare sotto sollecitazioni di taglio.

Prendendo come riferimento una giunzione single lap, gli sforzi più significativi che si generano all'interno dell'adesivo in seguito ad una sua sollecitazione a taglio sono lo sforzo normale al piano degli aderendi (*peel stress*) e lo sforzo a taglio nel piano di giunzione (*shear stress*). I punti in cui tali sforzi risultano maggiormente amplificati sono le estremità della zona di sovrapposizione: queste rappresentano, quindi, le sedi preferenziali per l'innescio di cricche. Per ridurre l'entità dei picchi di sforzo senza rastremare le estremità della zona di sovrapposizione è possibile, per esempio, aumentare la lunghezza di quest'ultima: ciò consente, infatti, di ottenere una distribuzione dello sforzo più uniforme lungo la mezzeria dell'adesivo, con conseguente riduzione del picco massimo di sforzo agli estremi della sovrapposizione.

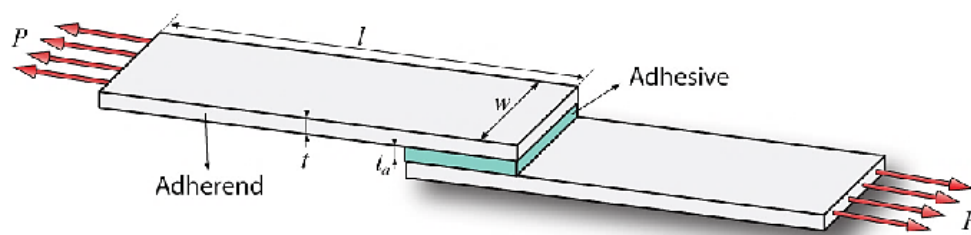


Fig. 1.8: Single lap joint in cui il carico agente P induce una sollecitazione di taglio nell'adesivo.

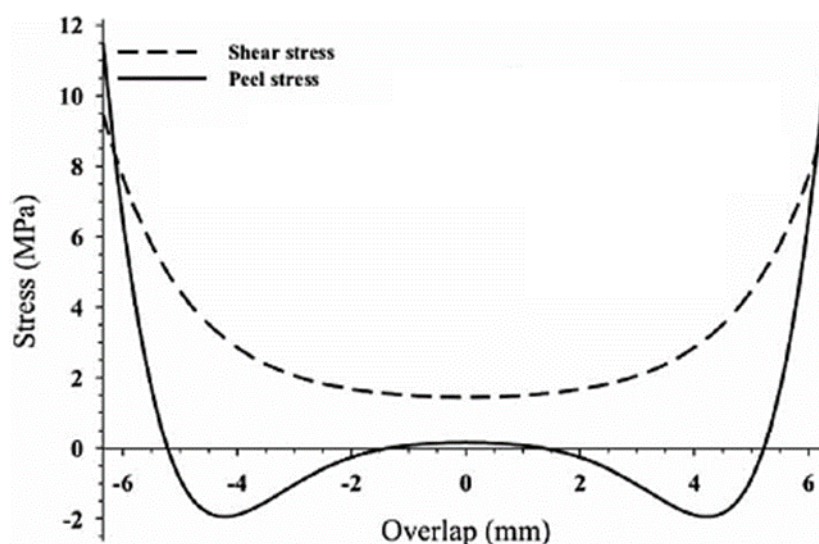


Fig. 1.1.9: Andamento qualitativo degli sforzi di peel (peel stress) e di taglio (shear stress) lungo la mezzeria dell'adesivo di un single-lap joint [2].

1.6 Tipologie di adesivo

Come specificato nel precedente paragrafo, è necessario che le sollecitazioni che si manifestano sull'adesivo siano di taglio o di compressione, in modo da ottenere le massime prestazioni in termini di resistenza meccanica di una giunzione incollata. Tuttavia la resistenza del giunto è comunque strettamente legata alle proprietà meccaniche dell'adesivo, la cui individuazione rappresenta un punto fondamentale nella progettazione di un giunto incollato. In particolare, i fattori che influenzano tale scelta sono:

- la natura degli aderendi (tipologia dei materiali da unire, resistenza, rigidità e condizioni dello stato superficiale);
- le forze di esercizio a cui esso è soggetto;
- il costo;
- il metodo di applicazione, il ciclo di cura dell'adesivo stesso;
- le condizioni ambientali di esercizio.

Generalmente gli adesivi vengono classificati in base al carico che essi sono in grado di trasmettere. In tal senso è possibile distinguere gli adesivi in strutturali e non strutturali. I primi sono caratterizzati da elevati valori di resistenza meccanica (nell'ordine dei 10 MPa) e resistono negli ambienti operativi più comuni. Gli adesivi non strutturali, invece, non sono utilizzati per trasmettere carichi elevati, bensì per tenere in posizione materiali leggeri, per sigillare, per rendere conduttive le giunzioni oppure per ottenere un'adesione temporanea (non a caso, sono definiti anche come *holding adhesives*).

Gli adesivi strutturali possono essere a loro volta classificati in:

- *adesivi fragili*, i quali presentano un'elevata resistenza e rigidità a taglio, ma una scarsa deformabilità;
- *adesivi duttili*, dove resistenza e rigidità sono inferiori, ma possiedono una maggior capacità di deformazione.

La duttilità dell'adesivo è un parametro fondamentale per la riduzione dei picchi di sforzo di taglio e normale. Pertanto, può risultare logico combinare la resistenza degli adesivi fragili e la capacità di assorbire i picchi di tensione da parte degli adesivi duttili. Negli ultimi anni, infatti, si stanno studiando nuove tecniche di giunzione che prevedono l'impiego di più adesivi nell'incollaggio: in particolare, esse prevedono alle estremità della zona di sovrapposizione l'utilizzo di adesivi duttili, al fine di poterne sfruttare la capacità di assorbire le concentrazioni di tensione che si verificano in tali aree e, nella zona centrale dell'incollaggio, l'impiego di adesivi fragili, il cui compito è quello di sostenere il carico agente.

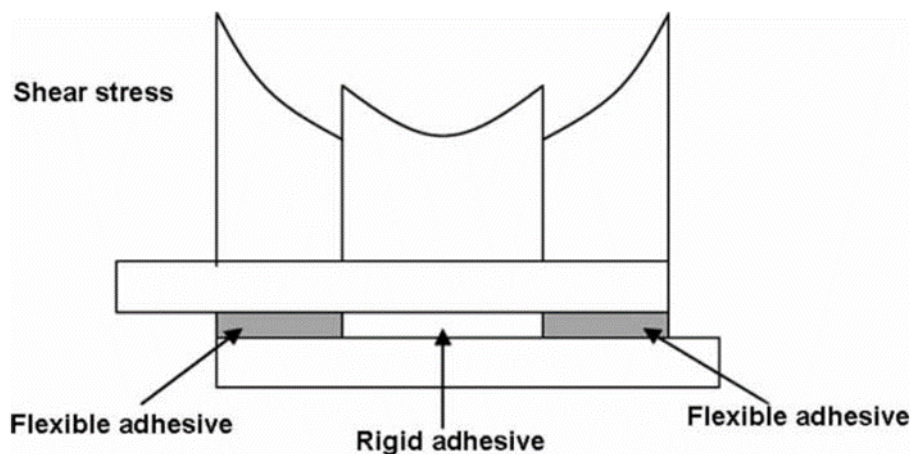


Fig. 1.10: Andamento degli sforzi di taglio in un giunto single lap realizzato con due adesivi di diversa rigidezza [3].

Una modalità di classificazione degli adesivi sicuramente più rigorosa e più utilizzata nella pratica industriale è quella basata sulla composizione chimica di questi ultimi. La composizione chimica di una colla è il fattore che ne influenza in maniera più marcata le proprietà meccaniche; essa, inoltre, incide sulla resistenza agli agenti esterni e sulla compatibilità chimica con i materiali da unire. Per questi motivi, la composizione chimica di un adesivo svolge un ruolo fondamentale nella corretta progettazione dei giunti incollati. In Tabella 1.1 si riportano alcuni degli adesivi più impiegati in ambito industriale e classificati in base alla composizione chimica.

Tabella 1.1 - Principali tipologie di adesivi utilizzati in ambito industriale.

TIPOLOGIA DI ADESIVO	COMMENTI	TEMPERATURE DI IMPIEGO (°C)	CURA
Epossidici	Elevata resistenza meccanica e termica; facile utilizzo; basso costo.	Da -40 a +100	Con gli epossidici monocomponenti la cura avviene somministrando calore; con quelli bicomponenti avviene a temperatura ambiente.
Cianoacrilati	Comportamento duttile; scarsa resistenza ad umidità e a elevate temperature.	Da -30 a +80	Veloce, (minuti o secondi), dopo un'esposizione ad umidità a temperatura ambiente.
Acrilici	Impiegati anche con superfici non perfettamente preparate; tollerano la presenza di sporco.	Da -40 a +120	Veloci tempi di cura, attraverso un meccanismo a radicali liberi.
Poliuretanici	Buona flessibilità a basse temperature; buona resistenza a fatica e ad impatti; buona durabilità.	Da -200 a +80	Cura a temperatura ambiente.
Siliconici	Grande capacità sigillante per applicazioni a basse sollecitazioni; grande flessibilità; buona resistenza termica.	Da -60 a +300	Lunghi tempi di cura, a temperatura ambiente

La tipologia di adesivo più utilizzata in caso di assemblaggio di componenti in CFRP è data dagli adesivi epossidici. Infatti, questi presentano una resistenza meccanica e dei moduli elastici maggiori rispetto le altre tipologie di adesivo, oltre a presentare un'ottima compatibilità con la resina del composito. In Tabella 1.2 sono riportate le principali proprietà meccaniche di alcune tipologie di adesivi.

Tabella 1.2 – Principali proprietà meccaniche di alcune tipologie di adesivi usati in ambito industriale.

ADESIVO	TIPOLOGIA	MODULO A TAGLIO (MPa)	RESISTENZA A TAGLIO (MPa)	DEFORMAZIONE A TAGLIO (%)
AV 138	Epossidico	1559,00	30,00	7,80
DP805	Acrilico	159,00	8,40	180,00
Sika Flex 256	Poliuretano	0,70	4,50	450,00
RTV	Siliconico	-	1,30	400,00
AS1805	Siliconico	0,68	1,47	330,00

CAPITOLO 2. FATTORI DI INFLUENZA: PROBLEMATICHE

2.1 Fattori pre-incollaggio

In questo paragrafo sono discusse le variabili maggiormente in grado di influenzare l'affidabilità e la resistenza del giunto, le quali devono essere attentamente definite già in fase di progettazione, al fine di ottimizzare l'affidabilità e il rendimento della giunzione a lungo termine.

Uno dei principali fattori di influenza è dato dallo stato superficiale del materiale da incollare. Infatti questo deve essere tale da legarsi, sia chimicamente sia fisicamente, all'adesivo utilizzato. Un parametro spesso utilizzato per valutare questa peculiarità è la *bagnabilità*, ossia la capacità di una fase liquida (ovvero dell'adesivo) di generare delle forze di adesione con il substrato (aderendo). Tale parametro è strettamente correlato a sua volta ad altre due variabili: la *tipologia di adesivo* e la *finitura superficiale* dell'aderendo. Quest'ultimo parametro, direttamente correlato ai parametri del processo di pretrattamento e quantificabile generalmente attraverso misure di rugosità, deve essere sufficientemente elevato per favorire l'interlocking tra adesivo ed aderendo, ma non troppo spinto affinché il trattamento superficiale non risulti troppo invasivo, arrecando così dei danni all'aderendo.

2.1.1 Bagnabilità

Per ottenere una giunzione incollata affidabile è necessario che l'adesivo sia in grado di aderire in modo uniforme stabilendo dei legami intermolecolari con l'aderendo. Tale proprietà è definita *bagnabilità* e dipende dalla tensione superficiale

che si determina all'interfaccia aderendo-adesivo. Pertanto, al fine di ottenere una giunzione affidabile è necessaria la scelta di un adesivo che sia chimicamente compatibile con l'aderendo, in modo tale che la sua bagnabilità risulti, in relazione allo specifico aderendo in considerazione, la più alta possibile. Generalmente, la misura della bagnabilità si ottiene osservando l'angolo di contatto θ tra una goccia di liquido e la superficie da analizzare (Fig. 1.11). Nel caso di elevata bagnabilità tale angolo risulta essere inferiore a 90° e la goccia tende ad assumere una forma piuttosto affusolata; se, invece, la superficie dell'aderendo non riesce a stabilire dei legami sufficientemente forti per quel particolare liquido, la goccia tende ad assumere una forma sferica e l'angolo di contatto è superiore a 90° (Fig. 1.12).

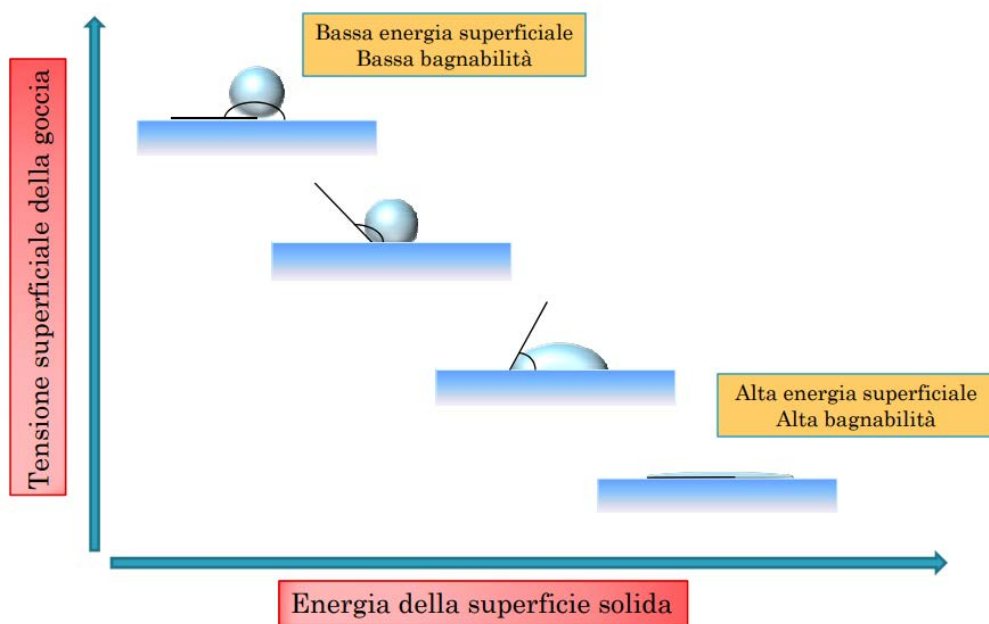


Fig. 2.1: Andamento della bagnabilità in funzione della tensione superficiale della goccia e dell'energia superficiale della superficie analizzata.



Fig. 2.2: Esempi di: a) alta bagnabilità, b) bassa bagnabilità.

2.1.2 Pretrattamento superficiale

Nel caso di componenti in materiale polimerico, le superfici dei substrati, se non trattate, mostrano una bassa propensione a stabilire dei legami con gli adesivi strutturali. Pertanto, tali superfici necessitano quasi sempre un opportuno pretrattamento superficiale. Per aderendi realizzati in materiale termoplastico come il polipropilene, polieterechetone e il poliossimetilene è necessario ricorrere addirittura tecniche più avanzate in grado di modificarne la struttura chimica superficiale agendo termicamente, come il trattamento al plasma o corona.

Uno dei parametri che sicuramente influenza maggiormente la qualità dell'adesione è il pretrattamento delle superfici da incollare. Tramite un'opportuna preparazione degli aderendi è possibile, infatti, aumentare l'entità delle forze di adesione e migliorare l'effetto di *interlocking* dell'adesivo con il substrato, con conseguente incremento della resistenza all'interfaccia e, di conseguenza, dell'affidabilità di tutta la giunzione incollata.

La scelta del pretrattamento dipende dalla tipologia e delle condizioni dei materiali da unire, dal tipo di adesivo, dalla modalità di impiego del giunto, dai carichi di esercizio, dai fattori ambientali, dai tempi e costi di processo.

2.1.3 Spessore dell'adesivo

L'effetto dello spessore dell'adesivo sulla resistenza meccanica della giunzione incollata è stato analizzato in letteratura scientifica su varie tipologie di giunzione e varie tipologie di sollecitazione. Un incremento di spessore di adesivo, oltre ad influenzare a geometria del giunto, aumenta la probabilità che all'interno dell'adesivo stesso si possano trovare dei difetti come vuoti, tensioni residue e microcricche. Per esempio, nelle giunzioni single-lap, è stato osservato che per adesivi fragili si ha un decremento del carico a rottura del giunto all'aumentare dello spessore dell'adesivo [4], come mostrato in Fig. 1.13. Invece, adottando tipologie di adesivi di tipo duttile, si è osservato che l'incremento di spessore porta ad un incremento del carico a rottura della giunzione [5]. Generalmente non è possibile definire un trend tra resistenza meccanica del giunto ed adesivo. Tuttavia il progettista deve tener conto che una variazione dello spessore di adesivo è in grado di influenzare (o positivamente o negativamente) la tenuta della giunzione.

Nel caso di giunzioni in materiale composito polimerico tale fattore di influenza deve essere tenuto maggiormente in considerazione poiché nella pratica risulta difficile ottenere uno spessore di colla nel giunto costante [6].

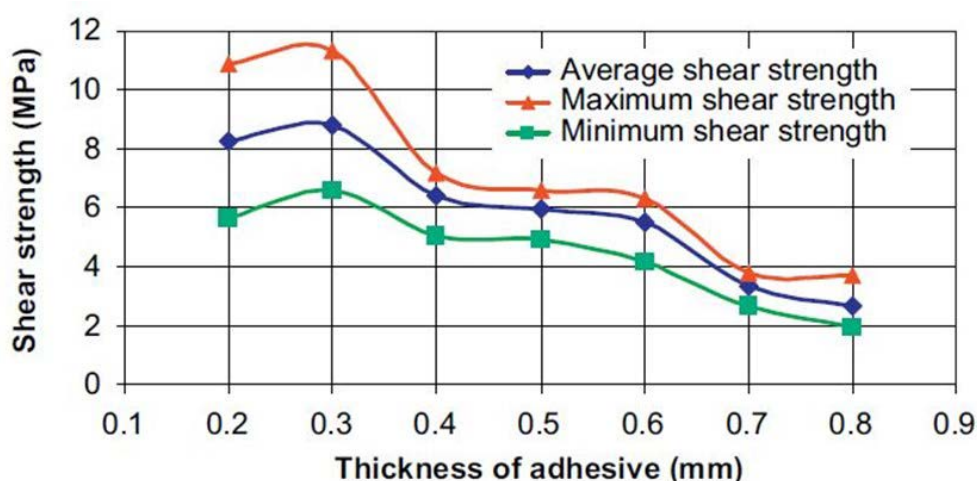


Fig. 2.3: Andamento della resistenza meccanica al variare dello spessore di colla in giunzioni single-lap realizzate con adesivo epossidico e aderendi metallici.

2.1.4 Processo di incollaggio

La qualità dell'adesione e la ripetibilità dell'incollaggio è strettamente dipendente dall'accuratezza con cui si eseguono le varie fasi del processo. Quest'ultimo non è standardizzato, bensì ogni azienda ottimizza le varie fasi del processo in base alla natura dell'adesivo e dell'aderendo, cercando di ottenere giunzioni ripetibili, performanti e dai minori tempi e costi di produzione.

Nel caso di unione di parti in materiale composito polimerico termoindurente, è possibile classificare il processo in tre differenti classi:

- *Co-Curing*, in cui le singole parti vengono polimerizzate allo stesso tempo in un unico processo;
- *Secondary bonding*, dove le due parti, curate in precedenza, vengono unite attraverso l'utilizzo di un adesivo, generalmente in film o in pasta;
- *Co-Bonding*, in cui una parte non curata viene unita con una o più parti curate, non necessariamente utilizzando degli adesivi. Quest'ultima rappresenta una tecnica intermedia tra le due precedentemente menzionate.

In genere è possibile suddividere il processo di incollaggio in quattro fasi:

- la *preparazione dell'adesivo*, la quale dipende da come avviene la polimerizzazione. Generalmente i procedimenti da adottare per ottenere una polimerizzazione completa sono riportati dal costruttore su scheda tecnica. Nel caso degli adesivi a solvente, per esempio, è sufficiente applicarli direttamente sulla superficie di interesse: l'evaporazione del solvente permetterà la polimerizzazione dell'adesivo. Gli adesivi multicomponenti a indurimento chimico, invece, hanno necessità di essere accuratamente miscelati in proporzioni definite, in maniera manuale o meccanica a seconda delle quantità in gioco. Questi generalmente mantengono uno stato liquido o pastoso per un breve periodo di tempo (*pot life*) entro il quale si dovrà realizzare l'incollaggio. Per gli adesivi in film, invece, generalmente la reticolazione avviene in forno o in autoclave a temperature e pressioni superiori a quelle ambientali. La fase di preparazione è costituita dall'eliminazione delle pellicole protettive, dal taglio e dalla stratificazione sulle parti da incollare. Queste ultime possono

essere utilizzate non solo in caso di *secondary bonding*, ma anche per il *co-bonding* e per la realizzazione di giunti *co-cured*.

- L'*applicazione dell'adesivo*, con la quale si dovrà ottenere uno spessore ottimale di colla e una distribuzione uniforme dell'adesivo, cercando di limitare il più possibile la formazione vuoti e difettosità al suo interno. Per gli adesivi liquidi e in pasta si può procedere, per esempio, mediante la stesura con un pennello o una spatola. Ovviamente, trattandosi di un'applicazione manuale, questa tecnica non consente di ottenere uno strato di colla né uniforme, né ripetibile. Un controllo maggiore del processo lo si può ottenere utilizzando la tecnica dell'*aspersione*, in cui vengono impiegati applicatori a pressione che estrudono l'adesivo sulla superficie da incollare; generalmente questo processo è realizzato nel caso di adesivi a solvente, multicomponente, o attivati per fusione. Lo *spruzzo*, invece, consente di ottenere, rispetto alle tecniche precedenti, un controllo maggiore sull'uniformità dello spessore dello strato adesivo ed è impiegato con adesivi a base di solventi e a bassa viscosità i quali sono sottoposti ad alta pressione e fatti passare per un ugello, così da formare piccole goccioline che si depositano sull'area da incollare. Per quanto riguarda gli adesivi in film, la loro posa può essere sia manuale sia automatica. Le problematiche relative alla calibrazione dello spessore e all'uniformità dell'adesivo sono limitate dal fatto che questa tipologia di adesivo presenta uno spessore proprio e, quindi, una uniformità di spessore propria; in questo caso, aumentare lo spessore di adesivo è possibile, ma solo di una quantità ben precisa e imposta prevalentemente dallo spessore del film stesso.
- Il *fissaggio* degli aderendi, il quale deve essere tale da mantenere le dimensioni e la geometria corretta della giunzione durante tutta la fase di indurimento dell'adesivo. Gli aderendi sono portati ad assumere una determinata posizione relativa tra loro attraverso un'apposita attrezzatura composta da parti incollate, morsetti, pesi e nastro adesivo. In questa fase è possibile fornire un primo giudizio preliminare sulla bontà dell'incollaggio: l'eventuale verificarsi dello *squeeze out* (ossia la fuoriuscita uniforme del collante nella zona circostante il giunto) è segno di una distribuzione uniforme dell'adesivo. Per gli adesivi in

film, poiché la loro attivazione avviene in forno o in autoclave, la liquefazione e la redistribuzione degli stessi sono determinate dalle condizioni presenti; in questo caso, quindi, per ottenere la geometria del giunto desiderata, un corretto fissaggio di quest'ultimo risulta essere di cruciale importanza.

- La *reticolazione*, attraverso le modalità riportate dal fornitore su scheda tecnica con cui tale fase si realizza, dipende dalla tipologia dell'adesivo utilizzato. Negli adesivi a solvente, ad esempio, l'indurimento avviene in seguito all'evaporazione delle parti volatili, per cui è opportuno che il processo si svolga in un luogo aerato e ben ventilato. Nel caso degli adesivi che induriscono per reazione chimica, invece, è possibile influenzare la reticolazione agendo sulla temperatura e il tempo. Alle volte è necessario anche l'applicazione di una certa pressione, al fine di evitare che i sottoprodotti dell'indurimento portino alla formazione di bolle di gas, le quali possono generare dei vuoti nell'incollaggio. In tali situazioni la pressione deve essere applicata in maniera uniforme sull'intera area da incollare, al fine di evitare eventuali deformazioni degli aderendi non volute e che possano comportare delle difformità geometrico-dimensionali nel giunto incollato. Nella maggior parte dei casi la pressione è applicata mediante presse, sacchi di sabbia o di graniglia, sacchi a vuoto, morse e autoclavi. Infine, poiché il processo di reticolazione può risultare molto lento (anche una settimana in alcuni casi), è possibile utilizzare delle sorgenti di calore (solitamente forni, lampade, stampi riscaldati e ultrasuoni) per ridurre la durata.
- la *sformatura*, la quale deve essere effettuata evitando di danneggiare le parti incollate. Se va in contatto con l'attrezzatura di fissaggio, l'eccesso di adesivo può rendere complicata la fase di sformatura. In certi casi può essere consigliato applicare dei distaccanti in film o liquidi sull'attrezzatura stessa per evitare tale problematica.

Oltre alle modalità di esecuzione delle fasi precedentemente descritte, a determinare la riuscita di un buon incollaggio è anche il controllo delle condizioni ambientali in cui esso avviene. L'adesivo e i materiali costituenti gli aderendi sono generalmente

sensibili alla temperatura, alla umidità e alla presenza di polveri e contaminanti. Le aziende, solitamente, cercano di minimizzare l'influenza dei fattori ambientali mediante uno stretto controllo degli stessi, ossia eseguendo la procedura di incollaggio all'interno delle cosiddette *clean rooms* (Fig. 1.14). Queste sono camere chiuse caratterizzate da temperatura e umidità costante e dalla presenza di aria a basso contenuto di microparticelle di polveri in sospensione. Tale condizione viene realizzata tramite l'aumento della pressione interna di circa 0,1 - 0,2 atm. L'umidità e la temperatura sono regolate e controllate grazie all'impiego di termoigrometri; i valori ottimali di tali fattori di processo sono forniti dal produttore dell'adesivo che si sta adoperando.



Fig. 2.4: Esempio di clean room.

2.2 Fattori post-incollaggio: durability del giunto

Il crescente utilizzo di giunzioni incollate in vari settori industriali sta ampliando le condizioni operative a cui possono essere esposte. È molto importante definire già in fase di progettazione quali sono le condizioni alle quali il giunto sarà soggetto, in quanto esse possono produrre importanti riduzioni delle performance della giunzione stessa, sia in termini di durata sia in termini di resistenza.

I principali fattori ambientali che influenzano l'affidabilità e la *durability* della giunzione in esercizio sono la temperatura e l'umidità, ma in realtà la simultanea azione di questi con altri elementi, quali solventi, ambienti acidi o basici, luce UV e carico, può creare effetti molto pericolosi in caso di giunzioni strutturali. Questi fattori devono essere considerati come critici per determinare la durata di vita del giunto e devono essere attentamente identificati e legati al tipo di utilizzo che verrà fatto del materiale.

In letteratura scientifica vi sono molti studi che analizzano gli effetti di diverse condizioni ambientali su alcune proprietà dell'adesivo, tuttavia è ancora necessario investigare l'influenza dell'ambiente di lavoro sulle varie combinazioni di materiali utilizzati per l'adesivo e l'aderendo. Per esempio è risaputo in ambito scientifico che, nel caso di alcuni adesivi epossidici, l'assorbimento di umidità comporta diversi gradi di plasticizzazione, una perdita di resistenza meccanica e un aumento della duttilità [3]. Tuttavia gli effetti dell'umidità sulla resistenza a fatica e a rottura dei giunti incollati con questa tipologia di adesivi non sono ancora completamente chiari e definiti. Inoltre, essendo i giunti incollati dei sistemi eterogenei composti da aderendi, adesivi e zone di interfaccia, le prestazioni di ciascuno di questi componenti possono influenzare fortemente le prestazioni del giunto nella sua globalità. In questo modo le conoscenze degli adesivi esposti a varie condizioni ambientali devono essere supportate dalle conoscenze del comportamento del giunto incollato realizzato con specifici materiali. Inoltre gli effetti dell'esposizione ambientale hanno una rilevanza specifica per le strutture eterogenee (come ad esempio le *strutture sandwich*), nelle quali i componenti reagiscono in modo diverso alle condizioni ambientali, andando ad alterare in maniera significativa il comportamento dell'intera struttura.

2.2.1 Effetto della radiazione UV

La luce ultravioletta (UV) emessa dal sole, combinata con l'ossigeno presente nell'atmosfera terrestre, è in grado di degradare la maggior parte dei materiali polimerici attraverso processi di fotoossidazione [7]. La radiazione UV viene assorbita dal polimero, il quale può essere soggetto a dissociazioni a livello molecolare, con la rottura dei legami covalenti tra i vari atomi di carbonio. Tale fenomeno comporta la nascita di nuovi legami (*crosslinking*) che irrigidiscono la struttura molecolare, portando ad un irrigidimento della resina ed una bassa capacità di deformazione che è responsabile della formazione di microcricche [8]. Come tutti i fenomeni chimici, tali reazioni sono accelerate se in combinazioni con temperature elevate.

Le radiazioni UV possono anche agevolare l'espulsione di gas rimasti intrappolati nel polimero durante la fase di polimerizzazione, generando un ritiro della resina che può generare sforzi interni deleteri per l'affidabilità della giunzione.

Generalmente per evitare tali fenomeni, vengono aggiunti degli additivi nel polimero in grado di stabilizzare le reazioni chimiche che si generano con l'interazione della luce UV [9].

2.2.2 Effetto della temperatura

L'esposizione prolungata o anche a breve termine ad elevate temperature spesso produce delle reazioni chimiche irreversibili e cambiamenti fisici all'interno degli adesivi. Generalmente, al crescere della temperatura, la resistenza dell'adesivo diminuisce. Nella maggior parte dei casi l'esposizione a temperature superiori alla temperatura di transizione vetrosa (T_g) dell'adesivo genera un degrado irreversibile nello stesso. Tuttavia, la struttura molecolare di componenti realizzati in resina epossidica può subire dei cambiamenti legati all'esposizione anche a temperature inferiori alla T_g , in particolare in caso di esposizione per lunghi periodi. Questi cambiamenti si manifestano come una riduzione dei vuoti ed una variazione della configurazione molecolare, la quale è in grado di influenzare l'affidabilità dell'adesivo epossidico [10].

Il degrado dell'adesivo non sempre comporta una diminuzione della resistenza del giunto, ma può anche portare ad un aumento di resistenza a rottura della giunzione. Per esempio, un adesivo degradato presenta una minor resistenza meccanica ma una maggior capacità di plasticizzare e, nel caso di giunzioni single lap, tali caratteristiche

sono in grado di smorzare i picchi di sforzo presenti agli estremi dell'incollaggio, portando ad una resistenza apparente del giunto maggiore [11].

L'esposizione a temperature maggiori di quella ambientale può incrementare le proprietà meccaniche dell'adesivo, nel caso quest'ultimo non abbia raggiunto una cura completa. Tuttavia, all'aumentare del tempo di esposizione e una volta completato l'effetto post-cura, le proprietà meccaniche dell'adesivo torneranno a decrescere.

La presenza di variazioni di temperatura (anche brusche) può essere tale da generare delle microcricche all'interno dell'adesivo dovute a tensioni interne [12,13]. Tale fenomeno è maggiormente marcato nel caso in cui adesivo ed aderendo presentino differenti coefficienti di dilatazione termica, come nel caso di aderendi in metallo e adesivo epossidico, combinazione molto comune nella pratica industriale.

2.2.3 Effetto della umidità

La presenza di umidità in giunti adesivi è in grado non solo di influenzare le proprietà fisiche e chimiche del collante stesso, ma anche l'interfaccia tra l'adesivo e il substrato. In caso di giunti in composito esposti ad ambienti umidi, i meccanismi di degradazione sono molto diversi rispetto ai giunti metallici incollati. A differenza dei metalli, la resistenza dei giunti incollati in composito con resina epossidica rimane buona anche in presenza di acqua, quindi diminuisce la probabilità di rottura all'interfaccia dovuta all'invecchiamento. Inoltre l'aderendo in composito è in grado di assorbire acqua, la quale può influenzare la cinetica di assorbimento della stessa all'interno dell'adesivo. La temperatura e l'umidità possono anche influenzare le proprietà meccaniche della matrice del composito, cosicché è possibile che l'interfaccia tra fibre e matrice venga indebolita in presenza di umidità. Kinloch ha ipotizzato l'esistenza di una vasta gamma di meccanismi di degradazione, come la plasticizzazione, l'idratazione, il microcracking del polimero e l'indebolimento dell'interfaccia fibra-matrice [14].

La degradazione può essere valutata attraverso prove costitutive e a rottura. Le prove di caratterizzazione degli adesivi mostrano una significativa riduzione della resistenza meccanica, spesso accompagnata da un aumento di duttilità, la quale tende a crescere all'aumentare del quantitativo di acqua assorbita dal giunto.

Parker [15] ha studiato l'effetto dei fattori ambientali su giunzioni incollate realizzate in CFRP e adesivi epossidici. Questi studi hanno indagato l'effetto dell'umidità nella fase di pre-incollaggio sulla resistenza dei giunti incollati esponendo i laminati essiccati ad un ambiente umido prima dell'incollaggio, osservando che

L'umidità contenuta nel composito prima dell'incollaggio può esercitare un importante effetto deleterio sulle prestazioni del giunto. Tuttavia si è osservato che essiccando il composito prima della fase di incollaggio è possibile alleviare questi effetti deleteri, cosicché è possibile affermare che tali procedure di essiccazione dovrebbero essere sempre effettuate come trattamento superficiale prima di un incollaggio. È stato notato anche che conservare un laminato per lunghi periodi di tempo può portare ad una diminuzione di resistenza dei giunti incollati, anche se conservati in congelatore o in sacchetti sigillati. Se il laminato fosse asciugato o meno prima dell'immagazzinaggio, il risultato è stato sempre lo stesso. Ciò è da attribuire all'umidità assorbita durante il periodo di conservazione dal laminato, cosicché è possibile affermare che i laminati devono essere sempre asciugati prima dell'incollaggio se sono stati conservati per degli estesi periodi di tempo.

Morgan et al. [16] hanno osservato come il contenuto d'acqua nell'adesivo possa essere influenzato da un carico applicato. Nello specifico hanno realizzato dei provini ad osso di cane in resina epossidica da degradare in un ambiente con umidità relativa pari al 100%, ed una parte di questi sono stati soggetti ad un carico statico. Essi hanno osservato che la presenza del carico era in grado di far aumentare l'acqua assorbita dalla resina epossidica. I dati sperimentali che hanno ottenuto portano alla conclusione che il contenuto di saturazione di un adesivo sia funzione dello sforzo applicato, ma ciò non sempre è verificato.

Per le giunzioni in composito e materiale metallico, la presenza di umidità può dar vita a fenomeni corrosivi. Tucker [17] ha analizzato come la corrosione galvanica tra CFRP/GFRP ed acciaio incollati, se immersi in acqua di mare, possa portare alla formazione di rigonfiamenti sulla superficie del composito. Il composito, possedendo al suo interno fibre di carbonio elettrochimicamente più nobili dell'acciaio, è in grado di comportarsi da catodo, portando ad incrementi del pH localizzati all'interno del composito stesso. Per lui il fenomeno del rigonfiamento è generato dalla pressione osmotica presente all'interno della matrice. Egli, infatti, ha osservato che se questi rigonfiamenti visibili sulla superficie venivano bucati con uno spillo, dal buco era possibile osservare la fuoriuscita di acqua. Quindi per la manifestazione del fenomeno era necessaria la presenza di un metallo attivo accoppiato galvanicamente al composito. Inoltre le fibre, generando una capillarità all'interfaccia, aumentano la diffusione dell'acqua nel composito amplificando il fenomeno.

Amstrong [18] ha studiato la *durability* in acqua distillata di provini con aderendi in alluminio abbinati a varie tipologie di adesivi. Nello specifico ha osservato che:

1. La presenza di inibitori della corrosione nell'adesivo comporta una minor perdita di resistenza legata alla degradazione del giunto;
2. La corrosione degli aderendi inizia quando viene raggiunto il contenuto critico di acqua nell'adesivo, il quale è diverso per ogni tipologia di adesivo. I tempi affinché ciò avvenga possono variare anche di due ordini di grandezza tra due adesivi diversi.
3. Per avere una elevata *durability* è necessario che il prodotto $D \times S$ sia il più basso possibile, dove per D si intende il coefficiente di diffusione di Fick e per S si intende la solubilità dell'acqua nell'adesivo;
4. La preparazione superficiale migliore per gli aderendi si ottiene effettuando un trattamento con acido cromico anodizzante;
5. Nel caso di utilizzo in ambienti molto umidi è consigliabile realizzare incollaggi con aderendi in alluminio utilizzando resine fenoliche;
6. La *durability* dell'incollaggio dipende dalla *durability* dello strato di ossido superficiale dell'aderendo, piuttosto che dalla *durability* dell'adesivo.

Per misurare l'acqua assorbita dai giunti generalmente si utilizzano analisi gravimetriche. La saturazione dell'acqua negli adesivi si evince con un aumento di peso che varia dal 0.5% al 13% [18].

La temperatura è un fattore in grado di accelerare il processo di diffusione dell'acqua nell'adesivo. Wilde e Spelt [19] hanno analizzato gli effetti della temperatura sulla solubilità di un adesivo epossidico, osservando che la condizione di saturazione è funzione della temperatura finché questa è al di sotto della Tg. Tuttavia la diversa natura degli adesivi non permette di poter generalizzare le osservazioni fatte soltanto su specifiche prove.

La presenza di una interfaccia tra adesivo ed aderendo amplifica il fenomeno diffusivo. Nello specifico è stato osservato sperimentalmente che in giunti incollati la diffusione all'interfaccia può diventare anche sei volte maggiore rispetto quella osservata nel cuore dell'adesivo [20].

2.2.4 Invecchiamento idro termico

Lo studio dell'effetto della temperatura e dell'umidità combinati su giunzioni incollate risulta alquanto complesso poiché non sempre i risultati sono di chiara interpretazione. Generalmente un aumento di temperatura comporta una accelerazione dei processi chimici e diffusivi che possono generarsi all'interno dell'adesivo. McConnell et al. [21] hanno effettuato degli studi dielettrici sugli effetti del

congelamento e dell'invecchiamento idrolitico di giunti incollati in materiale composito. Egli tramite l'utilizzo di analisi gravimetriche ha osservato che gli aderendi in composito hanno un coefficiente di diffusione dell'acqua superiore di un ordine di grandezza rispetto quello dell'adesivo e che il congelamento provoca un aumento dei vuoti e di micro-cricche nell'adesivo stesso. Inoltre la presenza di acqua nell'adesivo influenza in maniera proporzionale la resistenza meccanica dello stesso.

Lo stesso aderendo in CFRP subisce un decadimento dovuto ad un ambiente aggressivo con umidità e temperature variabili. Ad esempio, Zhou et al. [22] hanno osservato che un laminato in composito immerso per un tempo sufficientemente ampio in acqua può presentare una parziale dissoluzione della matrice, osservabile soltanto da analisi gravimetriche. Analizzando la diffusibilità dell'acqua nel laminato degradato, essi hanno affermato che proprio questo fenomeno portava ad un comportamento del laminato non descrivibile attraverso la legge di Fick. Nello specifico ciò si verificava soltanto se:

$$\frac{T}{T_g} > 0.25 \quad (2.1)$$

con T pari alla temperatura dell'acqua e T_g pari alla temperatura di transizione vetrosa della matrice epossidica. Inoltre l'espansione legata all'assorbimento di acqua era molto più limitata nella direzione delle fibre rispetto le altre: ciò si verifica perché le fibre assorbivano molta meno acqua rispetto alla resina, limitando così la loro espansione.

La capacità di diffusione dell'acqua all'interno dell'adesivo è legata anche alla temperatura di esercizio. Zanni-Deffarges et al. [23] hanno analizzato la diffusione dell'acqua in adesivi epossidici. Essi ha osservato che la diffusività è legata alla temperatura secondo una legge di tipo Arrhenius, e che il modulo elastico dell'adesivo, al progredire del fenomeno diffusivo, decresce. Inoltre egli ipotizza l'esistenza di un fenomeno denominato *diffusione capillare*: la presenza della tensione superficiale relativa all'interfaccia porta ad un aumento della *driving force* della penetrazione dell'acqua nel giunto.

I fenomeni diffusivi possono essere limitati adottando opportuni additivi per l'adesivo. Bowditch [24] ha osservato che l'aggiunta di silicio nell'adesivo (attraverso un composto denominato silano) è in grado di diminuire l'entità del degradamento meccanico legato all'immersione in acqua per un certo periodo di tempo: l'adesivo risulta essere più stabile in acqua. Inoltre egli afferma che aumentare la temperatura per accelerare la diffusione dell'acqua nell'adesivo di prova può essere fuorviante.

Infatti è facile che agendo in questo modo si manifestino fenomeni di degrado diversi rispetto al caso in cui la diffusione avvenga a temperature più basse e per periodi di tempo più lunghi.

Anche la degradazione dovuta da invecchiamento idrotermico può essere esacerbata dalla presenza simultanea di un carico. Tuttavia, esiste un valore critico di saturazione nel giunto che una volta raggiunto stabilizza il degrado meccanico al suo valore massimo: in questo caso il giunto non si rompe ma presenta un valore residuo di resistenza che è funzione della combinazione aderendo-adesivo.

CAPITOLO 3. PREPARAZIONE

SUPERFICIALE PER L'INCOLLAGGIO

Come illustrato nei paragrafi precedenti, è sempre consigliabile trattare le superfici da incollare per ottimizzare la rugosità superficiale, aumentare la bagnabilità e l'affinità con l'adesivo utilizzato. Tale osservazione vale tanto per i substrati più usati fin dall'antichità come le tavole in legno, sia per i componenti in polimeri fibrorinforzati più tecnologicamente avanzati. Infatti, la necessità di trattare le superfici per incollaggi strutturali in ambito ingegneristico è emersa per la prima volta nelle prime strutture aeronautiche realizzate in legno negli anni '30.

Nel novembre del 1937, M. Langley, allora capo progettista della British Aircraft Manufacturing Company Limited, notò che quando il nuovo compensato (realizzato con film in *Tego*, adesivo in resina fenolica) che la sua azienda stava usando per fabbricare aeroplani non poteva essere incollato usando gli adesivi a base di urea formaldeide, solitamente indicati per i materiali legnosi. Ciò è stato attribuito in primo luogo ad un effetto di indurimento degli strati esterni del compensato. Alla Aero Research Limited, le tavole indurite vennero trattate con carta vetrata, levigando "quasi fino al film di colla Tego ma lasciando una superficie ininterrotta di legno" [25,26]. Tale tecnica permise di risolvere il problema. Questo fenomeno si riscontrò nuovamente nel 1938 quando de Bruyne stava riparando un monoplano Desoutter. In questo caso il legame tra il compensato e i longheroni in abete risultò molto debole. Nell'ottobre 1938 queste scoperte furono riportate al Ministero dell'Aeronautica Britannica ma la tecnica di carteggiatura lungo le venature del legno prima dell'incollaggio non fu resa obbligatoria fino al 1942: purtroppo, tale tecnica venne resa obbligatoria solo dopo dei gravi incidenti aerei [25,27].

In epoca più recente i trattamenti abrasivi sono stati estesi all'incollaggio di parti metalliche ed infine all'incollaggio di parti in composito polimerico. In particolare riguardo quest'ultima tipologia, il trattamento abrasivo veniva preceduto da una pulizia con solvente. Negli anni '70 incomincia ad avere successo il trattamento con il peel ply, in quanto non richiede l'utilizzo di solventi e non genera polveri che

richiedono maggiori accortezze da parte dell'operatore [28]. Bernard et al. hanno analizzato l'influenza della natura chimica del peel ply sulla rugosità ottenuta degli aderendi e sulla resistenza meccanica di giunti single lap, osservando come quest'ultima sia fortemente legata alla rugosità degli aderendi trattati e al materiale con cui il peel ply era realizzato [29].

Nei primi anni '80 la comunità scientifica incomincia a valutare l'efficacia del trattamento al plasma per l'incollaggio di materiale polimerico [30]. Dillard et al. osservarono un notevole incremento di resistenza di giunzioni realizzate in materiale composito ed adesivo poliuretanico se le superfici da incollare venivano precedentemente trattate al plasma con argon e azoto per 20-30 min [31].

Negli anni '90 Wingfield descrive l'utilizzo di laser ad eccimeri come un metodo selettivo per pretrattare le superfici di componenti in composito per l'incollaggio [32]. Più recentemente, Fischer et al. hanno osservato come sia possibile ottenere superfici trattate con varie tipologie di laser idonee per l'incollaggio, illustrando gli effetti dei principali parametri di processo [33].

Verso la fine degli anni 2000 la necessità di ridurre le emissioni, e quindi il peso dei componenti aeronautici, ha comportato un incremento dell'utilizzo di parti in materiale composito polimerico. Fig. 3.1 illustra come in questo periodo l'utilizzo di compositi per la realizzazione di aerei di linea risulta più che raddoppiato, passando da poco più del 20% a circa il 50% in peso del totale. In quest'ottica, la produzione scientifica riguardo i trattamenti superficiali di materiali compositi per l'incollaggio di parti strutturali è cresciuta sensibilmente. Oliveira et al. [34] hanno studiato la morfologia delle superfici di aderendi in CFRP trattati con radiazione laser ad altissima frequenza (la durata dell'impulso era dell'ordine di 10^{-15} s). Essi affermano che, scegliendo adeguatamente i parametri di processo, è possibile ottenere una rimozione selettiva della resina epossidica, lasciando le fibre di carbonio esposte prive di contaminanti e senza tracce di fusione e/o carbonizzazione. Di conseguenza, loro affermano che questa tipologia di radiazione è tra le più adeguate per il pretrattamento di CFRP.

Ancora al giorno d'oggi, la complessità della scelta di un trattamento superficiale adeguato alla combinazione scelta di aderendo-adesivo non è sempre chiara e definita [35]. Per poter progettare componenti incollati è necessario avere una conoscenza approfondita dei vari parametri di influenza. In particolare l'effetto dei trattamenti superficiali sulla durability e sulla resistenza a fatica di giunzioni incollate è e sarà oggetto di studio nei prossimi decenni [11,42–44].



Fig. 3.1: Materiali utilizzati per la realizzazione di aerei commerciali dal 1967 al 2013.

Come precedentemente affermato, le condizioni superficiali dell'aderendo giocano un ruolo importante nel processo di incollaggio e costituiscono probabilmente uno dei parametri più importanti per l'affidabilità di un giunto incollato [35]. Un pretrattamento adeguato può conferire proprietà aggiuntive alle superfici delle parti da incollare. Infatti sono spesso raccomandati trattamenti superficiali prima dell'applicazione dell'adesivo, al fine di ottenere la massima resistenza meccanica possibile. La realizzazione di una superficie chimicamente adatta per l'incollaggio è la fase più importante del processo di preparazione superficiale, poiché da esso dipende la durata di vita del giunto. Davis e Bond hanno analizzato i fattori che influenzano la durata di un giunto, definendo quando una superficie è pulita [39]. L'errore più comune nella preparazione della superficie consiste nel considerare che l'unico requisito per una buona adesione sia una superficie pulita. Infatti, una superficie pulita è una condizione necessaria per l'adesione, ma non è una condizione sufficiente per generare un legame affidabile tra adesivo ed aderendo. La maggior parte degli adesivi strutturali funzionano come conseguenza della formazione di legami chimici (generalmente covalenti, in taluni casi ionici o statici) tra gli atomi della superficie dell'aderendo e i composti che costituiscono l'adesivo. Questi legami chimici sono il

meccanismo attraverso il quale il carico viene trasferito tra gli aderendi. La maggior parte delle rotture dei legami “adesivi” può essere attribuito a processi di preparazione superficiale errati durante la fabbricazione, le quali comportano una qualità della superficie da incollare non idonea allo scopo. I trattamenti superficiali dei compositi includono processi più tradizionali come abrasione e pulizia con solventi per i termoindurenti, mentre per i termoplastici richiedono una preparazione chimica superficiale e cambiamenti topografici superficiali per garantire una forza di legame efficace e durevole. Per questi compositi lo scopo primario del trattamento superficiale è quello di aumentare il più possibile l'energia superficiale del aderendo. I trattamenti superficiali aumentano la bagnabilità della superficie, ottenendo come risultato un incremento della resistenza meccanica dell'incollaggio. Una grande varietà di trattamenti superficiali sono stati utilizzati per aumentare la tensione superficiale, la rugosità superficiale, cambiare le reazioni chimiche in superficie, e quindi aumentare forza di adesione e la durata degli incollaggi: tecniche abrasive, pulizia con solventi, sabbiatura, peel-ply, tear-ply, attacco acido, plasma e laser. Tuttavia, la preparazione superficiale maggiormente usata in ambito industriale consiste in sabbiatura e carteggiatura [40]. L'obiettivo dei trattamenti abrasivi consiste soltanto nel rimuovere la resina superficiale senza esporre fibre. Poiché gli incollaggi tra resine epossidiche generalmente sono di buona qualità, essi non richiedono alcun trattamento chimico.

Aumentando la tensione superficiale, la rugosità superficiale, e cambiando le reazioni chimiche superficiali, è possibile realizzare un legame affidabile, che permette un aumento della resistenza meccanica e della durata del giunto. Infatti, il trattamento superficiale rimuove gli strati superficiali più deboli, pulisce la superficie, altera l'energia superficiale (generalmente attraverso processi ossidativi), e incrementa le caratteristiche micro topografiche. L'effetto netto di questi cambiamenti è un migliore incollaggio delle interfacce, l'interlocking meccanico tra adesivo e aderendo, e una maggiore resistenza al degrado ambientale.

Aderendi diversi richiedono diversi metodi di trattamento. Le plastiche sono gli aderendi più difficili da trattare per le seguenti ragioni:

1. Le materie plastiche disponibili sono molte e differiscono notevolmente per comportamento e caratteristiche;
2. La dipendenza dalla temperatura delle proprietà meccaniche delle materie plastiche e degli adesivi è molto più forte rispetto ai metalli e ai materiali ceramici;
3. Tutte le plastiche presentano bassa energia superficiale. Per questo è necessario effettuare un forte pretrattamento per rendere le plastiche bagnabili da adesivi;

4. Le plastiche contengono numerosi componenti che possono variare in un singolo gruppo e alcuni di questi, come distaccanti e plasticizzanti, ostacolano fortemente l'adesione. L'effetto spesso dipende dalla migrazione di questi "componenti" dal cuore del pezzo verso la superficie, e anche dalla dipendenza della loro mobilità dalla temperatura.

Per ottenere una resistenza ottimale tra adesivo e aderendo, è necessario aumentare l'energia superficiale del substrato attraverso specifici processi. Questi processi possono essere divisi in tre gruppi [41]: meccanici, chimici e fisico-chimici (Tabella 3.1)

Tabella 3.1: Principali processi di pretrattamento superficiali divisi per tipologia.

Tipologia	Processo
Processi meccanici	Sabbiatura
	Carteggiatura
	Peel ply
Processi chimici	Acido cromico/solforico
	Trattamento con ozono
	Solventi organici
	Primer
	Attivatori chimici
	Raggi di ioni
Processi fisico-chimici	Plasma a bassa pressione
	Plasma a pressione ambiente
	Effetto corona
	Trattamenti termici
	Trattamenti con fiamma
	Raggi UV
	Laser

Un adeguato trattamento superficiale dovrebbe consentire una facile diffusione dell'adesivo sull'aderendo promuovendo interazioni molecolari e assorbimento fisico. La rugosità della superficie trattata si riflette in un maggior incastro meccanico (*interlocking*) in grado di migliorare la qualità dell'incollaggio. Sono state utilizzate varie tecniche sia per migliorare l'energia superficiale dei materiali solidi mediante una modifica della topografia superficiale, sia per migliorare la reattività chimica mediante pretrattamenti chimici e meccanici.

3.1 Processi meccanici

Lo scopo dei trattamenti meccanici è quello di aumentare la rugosità superficiale degli aderendi al fine di ottenere un incremento della superficie di contatto e della bagnabilità.

I trattamenti meccanici permettono la realizzazione di grosse aree in grado di realizzare fenomeni di *interlocking*. Questi trattamenti aumentano la resistenza del giunto ma possono indurre disomogeneità sulla superficie trattata. I più diffusi sono la *sabbatura*, la *carteggiatura* e il *peel ply*.

Nei primi due casi l'abrasione meccanica che si ottiene è poco uniforme e piuttosto difficile da controllare; una gestione inadeguata del processo può comportare la realizzazione di una superficie troppo ruvida, al punto da far risultare molto agevole l'ingresso al suo interno di liquidi e agenti corrosivi. Queste due tecniche, inoltre, richiedono un ulteriore trattamento chimico successivo per la rimozione di residui di lavorazione, come scaglie e polveri.

I trattamenti superficiali sono sempre preceduti da un'adeguata pulizia preliminare delle superfici al fine di scongiurare la presenza di agenti estranei come ossidi, oli, grassi, polveri e umidità; tale operazione avviene prevalentemente con metodi chimici ed è necessaria per garantire la migliore riuscita possibile del successivo pretrattamento superficiale. Le superfici rugose ottenute attraverso processi abrasivi generano un legame tra adesivo ed aderendo generalmente superiore rispetto a superfici lucide: tale fenomeno è dovuto al fatto che i processi abrasivi generano in primo luogo una maggior area di contatto. Solitamente ai trattamenti abrasivi vengono

seguiti processi di sgrassaggio e pulizia al fine di eliminare la polvere ed eventuali contaminazioni rimaste sul substrato a fine processo.

Il trattamento con il peel-ply generalmente è utilizzato per materiali compositi polimerici termoindurenti e consiste nell'inserire a fine stratificazione della parte, prima della fase di polimerizzazione, un tessuto in materiale termoplastico. Questo verrà rimosso dalla parte curata poco prima dell'incollaggio.

Tale trattamento ha il vantaggio di generare una superficie rugosa e ripetibile. Tuttavia può capitare che parti del peel ply non visibili ad occhio nudo non si riescano a rimuovere completamente e possano presentare delle incompatibilità chimiche con alcuni adesivi strutturali, influenzando l'affidabilità della giunzione. Inoltre, spesso il peel ply viene rivestito con agenti distaccanti per agevolarne la rimozione. Tali agenti possono contaminare la superficie non permettendo all'adesivo di stabilire dei forti legami con l'aderendo [42].





Fig. 3.2: Trattamenti meccanici su laminati in CFRP: a) carteggiatura; b) sabbiatura.

Sorrentino et al. [35] hanno analizzato l'influenza del pretrattamento meccanico superficiale di aderendi in CFRP sulla resistenza meccanica di giunti single lap. Nello specifico, i giunti sono stati realizzati secondo normativa ASTM D1002 e ASTM D5868. Uno schizzo quotato del provino adottato è riportato in Fig. 3.3.

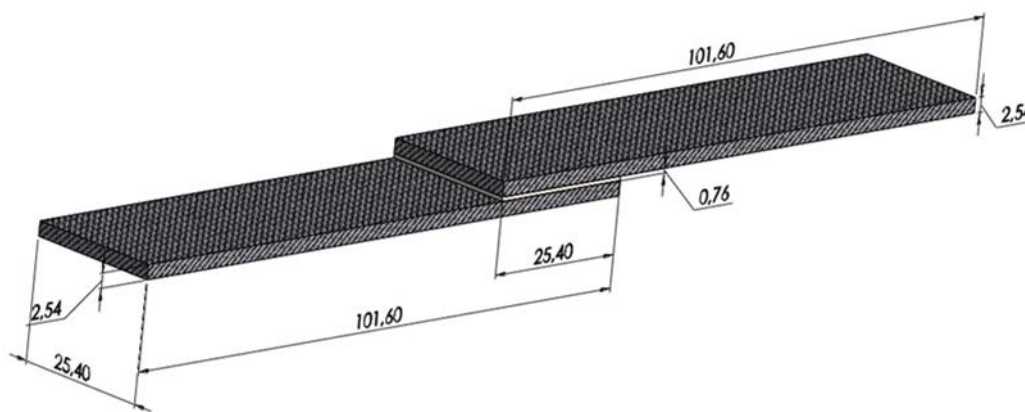


Fig. 3.3: Schizzo quotato dei provini single lap con le dimensioni secondo normativa ASTM D1002 e D5868 [35].

Essi hanno investigato tre differenti adesivi: l'adesivo in pasta EA 934NA AERO prodotta da Loctite (conosciuta anche come Hysol EA 934NA), l'adesivo in pasta EA 9309NA prodotta da Hysol e l'adesivo in film AF 163-2K prodotta da 3M Scotch-Weld. Le principali caratteristiche di questi adesivi sono riportate in Tabella 3.2.

Tabella 3.2: Proprietà caratteristiche degli adesivi adottati in [35].

	EA 934NA	EA 9309NA	AF 163 2K
Tipologia	Pasta	Pasta	Film
Resistenza a taglio ASTM D1002	25.5 MPa	34.5 MPa	39.9 MPa
Resistenza al pelamento	Nulla	Elevata	Molto elevata
Coefficiente di Poisson	0.34	0.35	0.34
Resistenza a trazione ASTM D638	40.0 MPa	37.9 MPa	48.3 MPa
Modulo a trazione ASTM D638	3790.0 MPa	2067.0 MPa	1103.2 MPa

Confrontando le proprietà di resistenza degli adesivi con i risultati ottenuti dai test, riportati in Fig. 3.5, appare evidente che le resistenze meccaniche dei giunti testati non siano proporzionalmente correlabili alle resistenze teoriche che si avrebbero in caso di rottura dell'adesivo. Dall'analisi delle superfici di rottura è possibile spiegare in parte i motivi di tale risultato. In questo caso, gli autori hanno effettuato la classificazione delle modalità di rottura dei provini secondo normativa ASTM D5573.

Tale normativa definisce i metodi di classificazione, identificazione e caratterizzazione delle modalità di cedimento di giunti incollati in FRP, ossia con aderenti in polimeri fibrorinforzati. In particolare, le tipologie di frattura previste da tale norma sono:

- L'*adhesive failure*, per la quale si ha rottura dell'interfaccia aderendo-adesivo. Tale tipologia di rottura può essere dovuta principalmente alla mancanza di un adeguato legame chimico tra adesivo e aderendo, probabilmente a causa di una inadeguata preparazione delle superfici o di una loro contaminazione o ad una selezione dell'adesivo non adeguata per i materiali del substrato.
- La *cohesive failure*, modalità di frattura che avviene all'interno dello strato adesivo. In caso si verificano rotture di questa tipologia, la presenza di carichi di rottura inferiori rispetto a quelli previsti da progetto possono essere indicativi di un adesivo non completamente curato, di condizioni ambientali di lavoro inadeguate o della presenza di contaminanti nel collante.
- La *thin-layer cohesive failure*, simile alla precedente, ad eccezione del fatto che la rottura è molto vicina all'interfaccia adesivo-substrato, con conseguente presenza di uno strato di adesivo molto sottile da una parte e di un altro molto più spesso dall'altra.
- La *fiber-tear failure*, in cui la rottura avviene esclusivamente all'interno degli aderendi, caratterizzata dalla presenza delle fibre su entrambe le superfici di frattura.
- La *light-fiber-tear failure*, modalità di cedimento che si verifica nel substrato, vicino alla superficie d'incollaggio e caratterizzata da un sottile strato di composito visibile sull'adesivo; può essere molto comune nel caso di aderendi rappresentati da laminati compositi con matrici epossidiche a comportamento fragile.
- La *stock-break failure*, frattura degli aderendi che si verifica fuori dalla zona d'incollaggio, spesso vicino a quest'ultima.
- La *mixed failure*, definita come una qualsiasi combinazione di due o più modalità di cedimento elencate.

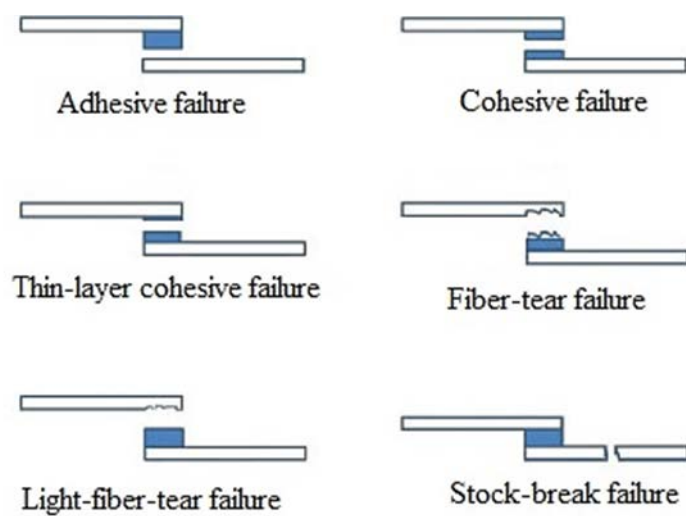


Fig. 3.4: Classificazione delle modalità di rottura secondo la normativa ASTM D5573.

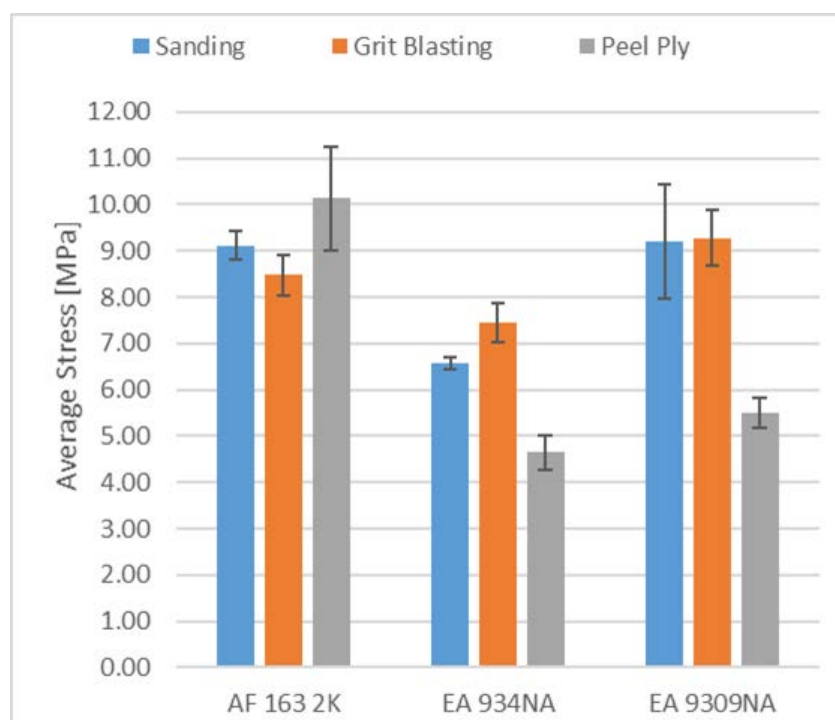


Fig. 3.5: Risultati dei test lap-shear ottenuti in [35].

In particolare, gli autori hanno osservato che la quasi totalità dei provini presenta rotture del tipo light-fiber tear, ad eccezione delle colle in pasta con aderendi trattati col peel ply: in questo caso le rotture si presentano di tipo adesivo. Sia la rottura del tipo light-fiber sia la rottura di tipo adesiva stanno ad indicare che il cedimento non è avvenuto all'interno dell'adesivo, ma rispettivamente all'interno dell'aderendo e all'interfaccia aderendo-adesivo. Questo può spiegare perché il comportamento meccanico dei giunti sia quantitativamente diverso alla resistenza teorica degli adesivi. Infatti a causa di ciò la resistenza del giunto non sarà funzione solo della resistenza meccanica della colla ma anche della resistenza alla delaminazione degli aderendi [3,43–45].

Nel caso degli adesivi EA 9309NA e EA 934NA il trattamento superficiale degli aderendi ha avuto un peso molto maggiore. La criticità si è mostrata nel caso di abbinamento di queste colle con aderendi trattati col peel ply. Infatti tale trattamento ha portato a resistenze meccaniche dei giunti (realizzati con le stesse colle) che sono inferiori del 20-50% rispetto ai trattamenti abrasivi. È possibile ipotizzare che la modalità di rottura adesiva evidenzia un problema di affinità chimica di queste colle applicate su superfici trattate col peel ply, come osservato in [46]. Infatti, a differenza del peel ply, i trattamenti abrasivi vanno ad elidere lo strato superficiale di resina degli aderendi esponendo le fibre all'ambiente esterno. Probabilmente le colle in pasta investigate hanno una maggior capacità di adesione sulle fibre esposte dal trattamento abrasivo rispetto che sulla matrice degli aderendi trattati con il peel ply. Inoltre l'utilizzo del peel ply potrebbe innescare dei meccanismi di danneggiamento nel giunto diversi da quelli che si presentano con trattamenti abrasivi.

Non considerando i giunti che hanno mostrato rotture di tipo adesivo, è possibile affermare che la resistenza dei giunti realizzati con l'AF 163-2K sia comparabile con quella dei giunti realizzati con l'EA 9309NA, mentre i giunti realizzati con l'EA 934NA presentano differenze di prestazioni significativamente inferiori rispetto le altre due colle, oltre ad una maggior ripetibilità delle prove. Ciò può essere dovuto alla maggiore rigidità dell'EA 934NA, la quale ha probabilmente accentuato il momento flettente agente su giunto durante la prova, andando così ad influenzare lo sforzo apparente agente sul giunto, in accordo con quanto riportato in [47]. I risultati ottenuti con questa colla sono significativamente diversi per ogni trattamento adottato, in particolare il trattamento di carteggiatura comporta resistenze meccaniche inferiori rispetto al trattamento di sabbiatura. Invece nel caso dell'EA 9309NA i trattamenti abrasivi di sabbiatura e carteggiatura hanno comportato resistenze meccaniche compatibili tra loro. Tale differenziazione rispetto l'EA 934NA può essere giustificata

dalla maggior duttilità dell'EA 9309NA, la quale ha contribuito a compensare in parte il diverso momento flettente sul giunto dovuto a difformità nello spessore dello stesso [47].

Per l'AF 163-2K il trattamento di peel ply o carteggiatura sono tra loro equivalenti, anche se il trattamento di peel ply ha comportato resistenze del giunto lievemente maggiori, probabilmente dovute ad una miglior uniformità della superficie incollata. Invece il trattamento di sabbiatura per questo adesivo ha comportato resistenze meccaniche mediamente inferiori: per poter comprendere tale fenomeno gli autori hanno analizzato le superfici di rottura di questi giunti realizzati con AF 163-2K. Da una prima analisi visiva hanno riscontrato la presenza di vuoti sulla superficie di rottura, la quale può essere la causa di questa disparità. Per poter quantificare tale presenza, e quindi l'esistenza o meno di correlazioni tra la resistenza dei giunti e la presenza di vuoti all'interfaccia, essi hanno effettuato un'analisi delle immagini delle superfici di rottura di tutti i giunti tramite l'ausilio del software ImageJ. In particolare, le immagini delle superfici di rottura sono state acquisite con una fotocamera digitale da 13 Megapixel e la capacità del software di riconoscere la presenza dei vuoti è stata verificata dagli autori attraverso analisi SEM (Fig. 3.6). I risultati di tale analisi sono riportati in Tabella 3.3.

Tabella 3.3: Area percentuale occupata dai vuoti sulla superficie di frattura ottenuta in [35]

N° Provino		1	2	3	4	5
	<i>Carteggiatura</i>	0.34%	0.04%	0.05%	0.03%	<0.01%
AF 163 2K	<i>Sabbiatura</i>	0.76%	0.28%	0.02%	0.02%	0.16%
	<i>Peel ply</i>	0.07%	<0.01%	0.44%	<0.01%	<0.01%

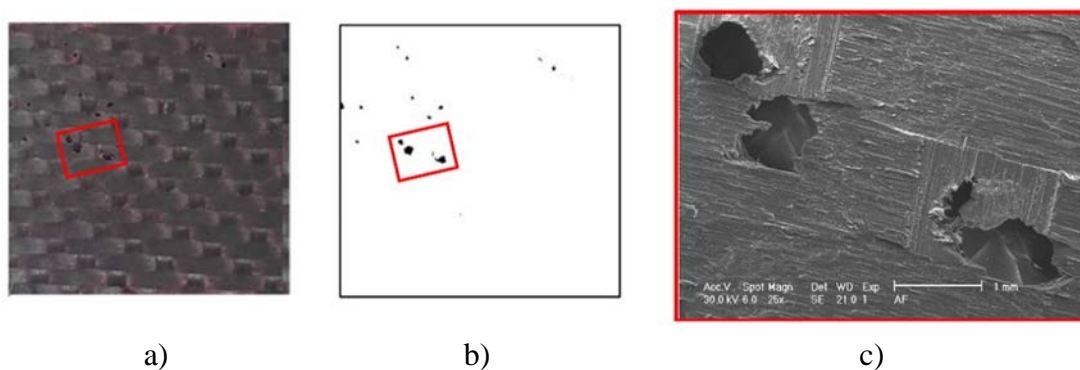


Fig. 3.6: Analisi dei vuoti presenti sulle superfici di rottura: a) immagine acquisita con fotocamera; b) elaborazione dell'immagine con ImageJ; c) verifica dell'area evidenziata nel rettangolo rosso con osservazioni SEM [35].

Al fine di verificare una possibile relazione tra la presenza di vuoti ed il carico ottenuto dai test, gli autori hanno effettuato un'analisi correlazionale. A tal fine è stato definito il parametro A_v come:

$$A_v = \frac{\text{superficie di rottura occupata da vuoti}}{\text{superficie di rottura totale}} \% \quad (3.1)$$

Il coefficiente di correlazione vuoti/tensione a rottura è stato calcolato come:

$$C_v(A_v, \sigma_r) = \frac{\sum (A_v - \overline{A_v})(\sigma_r - \overline{\sigma_r})}{\sqrt{\sum (A_v - \overline{A_v})^2 \sum (\sigma_r - \overline{\sigma_r})^2}} \quad (3.2)$$

In tabella sono riportati i risultati ottenuti da tale analisi.

Tabella 3.4: Risultati analisi correlazionale vuoti-carico a rottura, effettuata in [35].

N° Provino	1	2	3	4	5
A_v	0.76%	0.28%	0.02%	0.02%	0.16%
σ_r [MPa]	7.44	8.97	8.25	8.36	8.53
C_v			-0.65		

Con il valore C_v ottenuto gli autori affermano che è possibile che esista una debole correlazione di proporzionalità inversa tra la presenza di vuoti sulla superficie di rottura e la resistenza meccanica del giunto. La maggior presenza di vuoti nel caso di adesivo in film probabilmente è dovuta all'accoppiamento tipologia di adesivo – trattamento superficiale dell'aderendo: infatti rispetto agli adesivi in pasta, quelli in film presentano uno spessore ben definito, cosicché un trattamento superficiale invasivo come la sabbiatura può comportare una variazione della planarità della superficie trattata che in alcuni casi potrebbe agevolare la formazione di vuoti all'interfaccia.

Nel caso dell'EA 9309NA i trattamenti di sabbiatura e carteggiatura erano tra di loro equivalenti, mentre con il trattamento peel ply si era evidenziato un crollo di prestazione. È plausibile che durante la fase di rimozione del peel ply siano rimaste delle tracce di nylon sulla superficie dell'aderendo, le quali probabilmente presentano una compatibilità chimica con l'adesivo che è diversa tra le colle in film e le colle in pasta scelte. A sostegno di tale tesi vi sono dei lavori presenti nella letteratura scientifica [48,49].

Per l'analisi dei dati, gli autori hanno scartato il valore ottenuto da un provino realizzato con adesivo EA9309NA e trattamento peel ply poiché presentava un valore di rottura anomalo rispetto agli altri ottenuti nelle medesime condizioni. Osservando la sua superficie di rottura, essi affermano che la modalità di rottura ottenuta era di tipo misto (light-fiber tear/adhesive). È probabile che, essendo l'EA 9309NA una colla in pasta, la sua composizione chimica poteva non essere perfettamente uniforme in tutti gli incollaggi effettuati, e ciò poteva comportare differenziazioni di modalità di rottura locale. Per poter quantificare di quando una modalità di rottura (light-fiber) sia predominante rispetto l'altra (adesive), gli autori hanno definito un parametro A_{lf} come:

$$A_v = \frac{\text{superficie di rottura light-fiber}}{\text{superficie di rottura totale}} \% \quad (3.3)$$

Una volta definito questo parametro, essi hanno effettuato un'analisi delle superfici di rottura dei giunti realizzati con adesivo EA 9309NA e trattamento peel ply, al fine di evidenziare l'esistenza o no di correlazioni verificatesi con questo tipo di accoppiamento adesivo-trattamento tra la modalità di rottura osservata e la tensione

massima a rottura dei provini. In particolare, l'analisi delle superfici di rottura è stata effettuata utilizzando il software ImageJ, come riportato in Fig. 3.7.

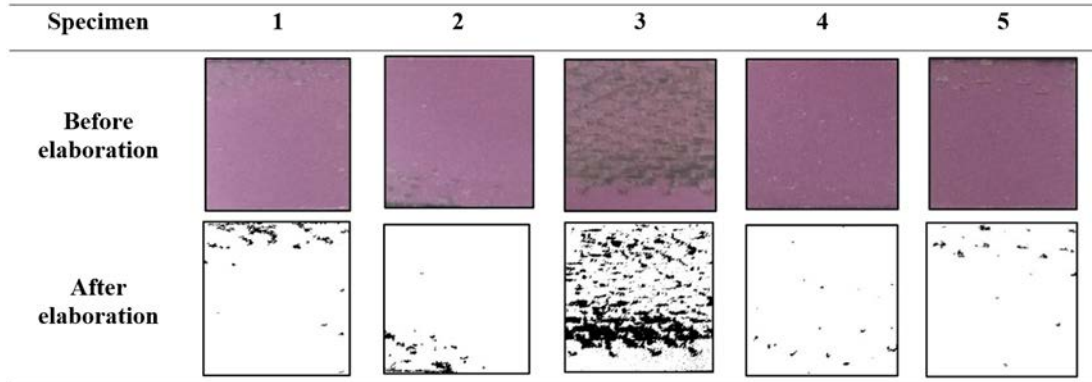


Fig. 3.7: Analisi delle superfici di frattura di provini realizzati con EA 9309NA trattati col peel ply, effettuata con ImageJ [35].

Il coefficiente di correlazione è stato calcolato come:

$$C_r(A_{lf}, \sigma_r) = \frac{\sum (A_{lf} - \overline{A_{lf}})(\sigma_r - \overline{\sigma_r})}{\sqrt{\sum (A_{lf} - \overline{A_{lf}})^2 \sum (\sigma_r - \overline{\sigma_r})^2}} \quad (3.4)$$

I risultati ottenuti da tale analisi sono riportati in Tabella 3.5.

Tabella 3.5: Risultati analisi correlazionale modalità di frattura-carico a rottura, effettuata in [35].

N° Provino	1	2	3	4	5
A_{lf}	4.10%	1.95%	26.01%	0.48%	0.90%
σ_r [MPa]	5.83	5.67	6.55	5.46	5.07
C_r	0.897				

Per gli autori, il valore di C_r molto prossimo ad uno ha evidenziato la presenza di una correlazione tra la modalità di rottura ed il carico massimo raggiungibile. In particolare vi era una proporzionalità diretta tra il parametro A_{lf} e la tensione a rottura σ_r , quindi i carichi a rottura del giunto sono tanto più maggiori quanto più la modalità a rottura passa da adesiva a light-fiber-tear.

Dall'analisi dei risultati ottenuti con l'EA 934NA, gli autori hanno osservato un'elevata ripetibilità che questa tipologia di colla ha mostrato nei test (Fig. 3.5). In particolare, i tre trattamenti effettuati hanno portato a tre livelli di prestazione del giunto significativamente diversi tra loro.

Per poter affermare che i risultati ottenuti presentino differenze significative o meno, gli autori hanno condotto un'analisi statistica inferenziale. I risultati di tali analisi sono riportati in Tabella 3.6.

Tabella 3.6: ANOVA dei risultati dei test lap-shear, effettuata in [35].

Fattore	Media quadratica	F-value	P-value
Trattamento superficiale	14.175	52.12	0.000
Tipologia di adesivo	26.113	96.02	0.000
Interazione (Trattamento superficiale * Tipologia di adesivo)	9.228	33.93	0.000
Residuo	0.272		

Per ipotesi nulla si afferma che le medie delle resistenze a trazione dei giunti dei singoli gruppi siano uguali: successivamente tale ipotesi viene testata con un ANOVA. Ovviamente nel far ciò viene anche ipotizzato che la popolazione abbia distribuzione normale, sia omoschedastica e che le osservazioni siano indipendenti. Adottando un livello di significatività normalmente usato pari a 0.05, i P-value ottenuti dai dati raccolti risultano sempre inferiori al livello di significatività adottato, come riportato in Tabella 3.6. In conseguenza di ciò si rifiuta l'ipotesi nulla a favore dell'ipotesi

alternativa: le differenze di resistenza ottenute in funzione del trattamento superficiale e della tipologia di adesivo sono statisticamente significative.

Un ulteriore controllo dell'affidabilità dei dati acquisiti è stato effettuato dagli autori eseguendo il metodo di Tukey per ogni adesivo, andando così a verificare la presenza di differenze significative all'interno della popolazione. Il coefficiente di confidenza per questo tipo di test è stato posto pari a 0.95.

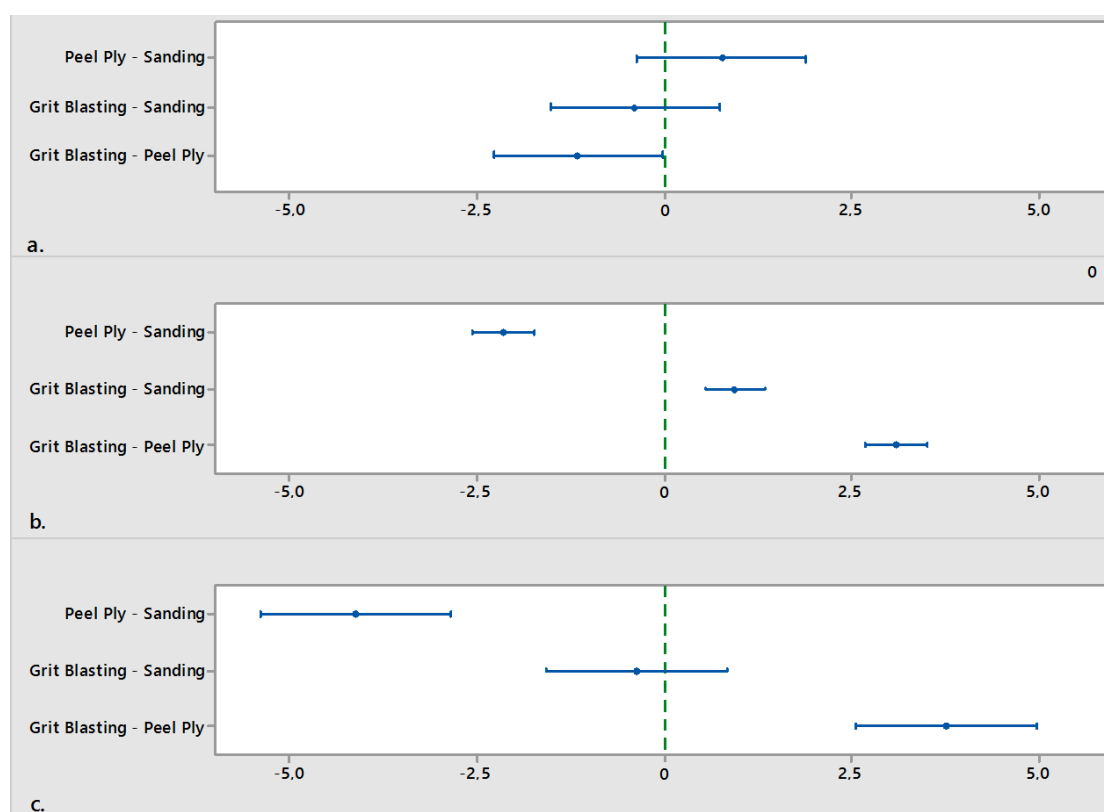


Fig. 3.8: Risultati dei Tukey tests relativi all'adesivo: a) AF 163 2K; b) EA 934NA; c) EA 9309NA [35].

I risultati ottenuti per l'AF 163 2K confermano che le differenze tra i vari trattamenti risultano poco significative, ad eccezione di una debole differenziazione tra il trattamento di sabbiatura e il trattamento di peel ply (Fig. 3.8a). La presenza di vuoti nel caso di aderendi sabbiati può aver influito su questa disparità.

Analizzando i risultati ottenuti nel caso dell'EA 9309 è verificata l'equivalenza di resistenza ottenuta tra giunti incollati realizzati con i trattamenti sabbiati e carteggiati, mentre invece il trattamento peel ply presenta differenze significative (Fig. 3.8c). È

possibile affermare che in questo caso la compatibilità chimica dell'adesivo con il peel ply gioca un ruolo fondamentale.

Nel caso dell'EA 934NA i trattamenti risultano essere significativamente diversi tra loro (Fig. 3.8b). Molto probabilmente questo risultato è influenzato da difformità geometriche dei giunti e compatibilità chimiche dei trattamenti.

In conclusione, gli autori sono giunti alle seguenti conclusioni:

1. Il trattamento di peel ply può risultare poco adeguato nel caso di colle in pasta: infatti in caso di loro utilizzo sono più indicate le tecniche abrasive;
2. Le colle in pasta (EA 934NA e EA 9309NA) erano più sensibili al trattamento superficiale degli aderendi rispetto alle colle in film (AF 163 2K);
3. I giunti realizzati con l'AF 163 2K presentavano rotture del tipo light-fiber-tear failure, mentre le colle in pasta presentavano anche rotture di tipo adesivo;
4. La presenza di vuoti all'interfaccia adesivo-aderendo era maggiore nei giunti realizzati con colla in film. Ciò poteva essere dovuto ad un trattamento abrasivo non sufficientemente omogeneo o alla possibile presenza di umidità;
5. A parità di colla-trattamento superficiale, le tipologie di rottura del tipo light-fiber indicavano un miglior rendimento meccanico del giunto rispetto a tipologie di rotture adesive.

3.2 Processi chimici

Lo scopo dei trattamenti chimici è quello di aumentare l'energia superficiale degli aderendi e la bagnabilità, al fine di agevolare la formazione di legami chimici (generalmente covalenti) che si determinano tra l'adesivo e gli aderendi stessi. Un trattamento chimico molto comune è la pulizia mediante immersione o tampone con solventi come idrocarburi, acetone, butanone (conosciuto anche come metiletilchetone, MEK), tricloroetilene, toluene e alcool isopropilico. In questo caso è molto importante, a fine processo, consentire l'evaporazione del solvente residuo per

non compromettere l'indurimento dell'adesivo o imporgli un invecchiamento prematuro.

Uno dei maggiori vantaggi dei trattamenti chimici consiste in una efficace rimozione da contaminanti oleosi e grasso, i quali, se non rimossi, possono compromettere l'efficienza dell'incollaggio.

I processi di pretrattamento chimici necessitano delle accortezze nella scelta della soluzione chimica da utilizzare e dei tempi di applicazione. Infatti, se le superfici da trattare rimangono in contatto per troppo poco tempo, l'efficacia del trattamento non sarà ottimale. Invece, se il tempo di esposizione è troppo elevato, gli aderenti potrebbero essere soggetti a reazioni chimiche che possano degradarli.

Essendo spesso le soluzioni utilizzate molto volatili, è necessario che l'ambiente di lavoro sia ben ventilato e che l'operatore adotti le opportune precauzioni utilizzando le opportune dotazioni di sicurezza quali guanti, occhiali, maschere ecc.

Spesso i fornitori dell'adesivo vendono anche delle soluzioni chimiche per agevolare la formazione di legami col substrato, ovvero i cosiddetti *primer*. Il primer di un adesivo è generalmente composto da una soluzione dello stesso adesivo, in uno stato non curato, diluito in un solvente organico. Esso è in grado di:

- incrementare la bagnabilità della superficie trattata;
- estendere la durata di efficacia del pretrattamento;
- modificare le proprietà dell'adesivo, per esempio incrementando la sua resistenza alla pelatura (peel).

L'utilizzo di primer è conveniente in ottica aziendale in quanto fornisce una maggior flessibilità temporale per il processo di incollaggio, permette la produzione giunzioni affidabili e in alcuni casi permette di ovviare ad eventuali incompatibilità tra adesivo ed aderendo [30].

3.3 Processi fisico-chimici: laser

Generalmente per processi fisico-chimici si intendono quei processi alternativi ai trattamenti chimici e meccanici menzionati nei paragrafi precedenti. I principali trattamenti di questa tipologia utilizzati per incollaggi strutturali di compositi sono il trattamento al plasma e il trattamento laser.

I trattamenti al plasma permettono non solo di aumentare la rugosità superficiale della parte, ma sono anche in grado di “attivare” la superficie. Tale fenomeno è dovuto alla capacità del trattamento di rompere i legami molecolari e formare quindi dei gruppi polari sulla superficie del pezzo, i quali sono più predisposti ad interagire con l'adesivo. Tuttavia, il trattamento al plasma presenta principalmente due svantaggi: durata di efficacia del trattamento molto breve (poche ore), e la necessità di realizzare il vuoto spinto e utilizzare gas speciali al fine di eseguire il trattamento [50]. Quest'ultimo aspetto è molto importante dal punto di vista industriale in quanto la dimensione delle parti da poter trattare è limitata alla dimensione della camera utilizzata. In alternativa è possibile utilizzare un trattamento al plasma a pressione atmosferica il quale non ha alcuna limitazione sulla dimensione della camera, ma il trattamento spesso può risultare troppo blando per realizzare incollaggi strutturali.

Negli ultimi vent'anni sono stati sviluppati trattamenti per l'incollaggio utilizzando tecnologie laser su varie tipologie di aderendo, ottenendo forze di adesione notevolmente migliorate. In letteratura scientifica i substrati trattati col laser sono leghe di alluminio, rame, polimeri vari, compositi, leghe di titanio, Kevlar, ecc. I risultati hanno mostrato che la migliore resistenza all'adesione è stata associata ad una migliore pulizia della superficie da contaminanti, alla rimozione degli strati superficiali più deboli, polimerizzazione indotta, un miglioramento della bagnabilità e la creazione di una morfologia ruvida ed estremamente uniforme che ha incrementato l'interlocking [41]. Generalmente, per valutare l'effetto di attivazione delle superfici in materiale polimerico trattate col laser, si effettuano delle scansioni spettroscopiche infrarosse (FTIR) in un intervallo di numero d'onda che va da 400 a 4000 cm^{-1} . I picchi nello spettro ottenuto indicano la presenza di gruppi chimici che assorbono la radiazione IR al numero d'onda misurato. Per osservare variazioni chimiche sulla superficie, viene sottratto lo spettro del campione non trattato allo spettro del campione trattato. Lo spettro risultante indica la presenza di contaminazioni o cambiamenti di composizione chimica della superficie dovuta al trattamento laser [41].

Un trattamento laser correttamente eseguito non deve avere effetti nel cuore dell'aderendo, evitando che le sue proprietà non vengano alterate. Il trattamento laser ottimale richiede la scelta dei parametri di processo appropriati a seconda della tipologia di materiale di cui è costituito l'aderendo (numero di impulsi, intensità, lunghezza d'onda, tempo di irradiazione e grado di sovrapposizione delle aree irradiate, ecc.).

3.4 Limiti attuali ed obiettivo del lavoro

Al giorno d'oggi in ambito industriale i trattamenti superficiali più utilizzati per incollare FRP sono generalmente la carteggiatura, la sabbiatura ed il peel ply. Tale diffusione è dovuta alla loro semplicità e al knowhow sviluppato. Ad esempio la carteggiatura è utilizzata efficacemente fin dagli anni '30, la sabbiatura permette di trattare superfici difficilmente raggiungibili con la carta abrasiva, mentre il peel ply determina vantaggi economici diretti, in quanto permette di eliminare un reparto dedicato al pretrattamento, come quelli poc'anzi citati, ed indiretti per gli aspetti legati alla sicurezza del personale, ad esempio per le polveri prodotte dal processo di carteggiatura,, con evidenti vantaggi per le aziende produttrici dei componenti . Tuttavia, questi trattamenti presentano degli svantaggi. Per esempio, la carteggiatura e la sabbiatura sono generalmente processi poco ripetibili in quanto nella maggior parte dei casi vengono realizzate a mano dall'operatore, ed inoltre necessitano di una ulteriore fase di pulizia con il solvente per eliminare le contaminazioni ed i residui di polvere prodotti durante il processo. Il peel ply non presenta tale problematica in quanto permette di ottenere una superficie rugosa e ripetibile. Tuttavia, l'incollaggio ottenuto col peel ply non è sempre affidabile. Infatti, esso può lasciare tracce di contaminanti che possono essere incompatibili con la colla usata, generando un'adesione tra adesivo e substrato non ottimale. Flinn et al. [42,46] hanno osservato che l'utilizzo di un peel ply in nylon può lasciare tracce sulla superficie dell'aderendo, influenzando negativamente la resistenza della giunzione ottenuta. Essi dunque consigliano di effettuare delle analisi SEM preliminari per valutare se il peel ply utilizzato è compatibile con la matrice del composito adottato (Fig. 3.3). Inoltre, l'utilizzo del peel ply non è possibile nel caso di *secondary bonding*.

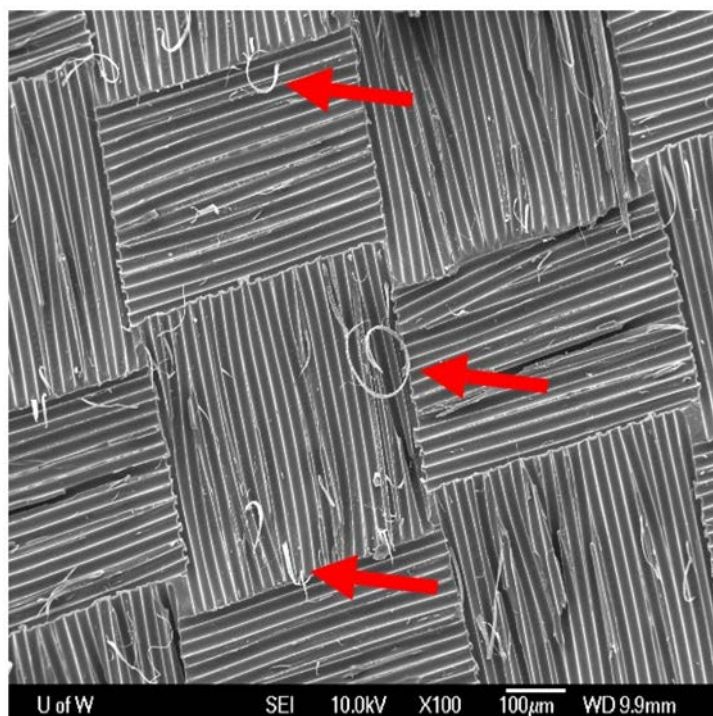


Fig. 3.9: Superficie di un laminato in CFRP trattato con un peel ply in nylon[46]: le frecce rosse indicano delle porzioni di fibre del peel ply staccatesi e rimaste sulla superficie da incollare.

Una valida alternativa sono rappresentate dalle tecniche energetiche per l'incollaggio che possono essere più riproducibili e facilmente automatizzate. Inoltre esse non solo aumentano la rugosità superficiale della parte da incollare, ma attivano chimicamente la superficie rompendo i legami covalenti C-C del primo strato di materiale.

Il trattamento al plasma è generalmente limitato per il breve tempo di efficacia di trattamento (definito anche *spot time*) di poche ore, e per via delle dimensioni della camera di cui l'azienda ha disposizione.

Il trattamento laser possiede un open time maggiore (anche settimane) e non ha problemi relativi alla dimensione del pezzo da trattare in quanto non vengono utilizzate camere. Il laser è una tecnologia non a contatto in grado di minimizzare la contaminazione delle superfici, tuttavia deve essere usato in maniera opportuna per evitare di danneggiare termicamente il composito[34].

L'utilizzo di una sorgente laser permette di eliminare in maniera selettiva la matrice del componente, esponendo il rinforzo all'ambiente esterno senza danneggiarlo. Si tratta di uno strumento molto flessibile in quanto è possibile decidere a priori dove e come trattare la superficie da incollare. Esistono lavori in letteratura in cui il *laser*

texturing ha conferito al pezzo trattato maggiori proprietà tribologiche [51], oppure proprietà adesive simili a quelle ottenute dai processi abrasivi ma molto più ripetibili [52]. Tuttavia al giorno d'oggi non sono presenti lavori in letteratura scientifica in cui il laser *texturing* non venga etichettato come un semplice trattamento, in cui i parametri di processo sono per lo più i parametri del laser. Sulla base di questa considerazione, l'obiettivo di questa tesi è quello di evidenziare le potenzialità di tale tecnologia ponendo le basi ad un approccio in cui il laser *texturing* possa essere definito come un trattamento innovativo che viene progettato “ad hoc” in base al campo di sforzo al quale sarà soggetto la giunzione incollata. Nello specifico, si definirà l'intensità di trattamento in funzione di parametri legati non tanto al laser quanto alla geometria locale del *texturing* adottato: un trattamento selettivo e che non danneggi il rinforzo, in modo da ridurre i costi e i tempi di processo. Dunque in questo lavoro di tesi si analizzerà l'efficacia di un trattamento laser *texturing* su provini incollati in CFRP ed adesivo epossidico. Inoltre si svilupperà un modello numerico per la previsione della resistenza delle giunzioni incollate sollecitate di modo II. Tale modello verrà messo a punto per giunzioni non trattate, dunque verrà validato tramite confronto con risultati sperimentali relativi a provini trattati col laser *texturing*.

CAPITOLO 4. TRATTAMENTO LASER SU COMPOSITI

4.1 Introduzione

Un metodo innovativo per il pre-trattamento di CFRP per l'incollaggio consiste nell'applicazione della radiazione laser per ottenere una rimozione selettiva della resina nel substrato superficiale del pezzo senza compromettere le fibre sottostanti. In tal modo è possibile ottenere un'applicazione diretta dell'adesivo sulle fibre e allo stesso tempo rimuovere eventuali agenti contaminati, come ad esempio agenti distaccanti utilizzati durante il processo produttivo. Oltre alla pulizia e all'interlocking, le interazioni a livello molecolare tra la superficie e l'adesivo svolgono un ruolo fondamentale nell'adesione e nella forza di legame. A seconda della lunghezza d'onda del laser può verificarsi abrasione fotochimica, il che significa che l'energia dei singoli fotoni è abbastanza elevata da rompere i legami molecolari, provocando una maggiore reattività della superficie pre-trattata. Tuttavia, questo aspetto viene a verificarsi soltanto nel caso in cui la lunghezza d'onda del raggio laser sia inferiore a 350 nm.

I laser sono stati proposti come una tecnica alternativa per la lavorazione di materie plastiche rinforzate con fibre di carbonio (CFRP) negli ultimi 30 anni. I primi esperimenti sulla lavorazione laser dei laminati CFRP sono stati condotti da Caprino e Tagliaferri[53] negli anni '80 con fonti comuni di infrarossi (IR). I loro studi sono stati focalizzati sulla previsione della massima velocità di avanzamento consentita per il taglio laser di laminati compositi con diversi rinforzi (vetro, carbonio e fibre aramidiche in resina poliestere) e spessori. Gli autori hanno sottolineato la necessità di modelli termici per descrivere la resa del taglio in termini di qualità di taglio, geometria dello spot e dimensioni della zona interessata dal calore (definita anche HAZ, *Heat Affected Zone*) a seconda dei parametri di processo.

Per quanto riguarda l'applicazione dei laser industriali convenzionali, Herzog et al.[54] hanno dimostrato, mediante indagini sulla resistenza statica di un laminato

CFRP, come un laser Nd: YAG pulsato, un laser a disco e un laser a CO₂ potrebbero rappresentare valide alternative alle tecnologie convenzionali per il taglio. Ma il taglio del laser con sorgenti IR porta, se non correttamente realizzato, all'induzione di una grande HAZ. A causa della rapida conduzione lungo le fibre, il calore trasferito all'interno della parte in CFRP ammorbidisce e degrada la matrice, danneggiando dunque l'integrità dell'interfaccia fibra/matrice e generando un danno interlaminare del laminato.

Al fine di superare i suddetti aspetti negativi principalmente a causa di danni termici, un primo approccio all'incisione laser del CFRP è stato intrapreso negli anni '90 da Tonshoff et al. [55] utilizzando laser ultravioletti (UV). Due diversi laser ad eccimeri (lunghezze d'onda 248 e 193 nm) sono stati utilizzati per ridurre al minimo l'effetto termico e per fornire una precisa deposizione di energia. Gli autori hanno scoperto che HAZ di soli 5-30µm potrebbe essere ottenute per diversi tipi di materiali, compresi laminati unidirezionali. Ciò è dovuto al fatto che i fotoni emessi in queste lunghe lunghezze d'onda sono caratterizzati da un'energia di fotone estremamente elevata (più di 3 eV) che ha reso possibile la rottura della struttura molecolare del materiale, producendo superfici lisce e bordi puliti.

Purtroppo, anche se i risultati ottenuti dai laser ad eccimeri erano molto promettenti nel campo della micro-lavorazione, la ridotta frequenza di ripetizione dell'impulso (100-500 Hz) ha consentito un processo di rimozione continuo solo a velocità molto basse (5-10 mm/s), ostacolando così l'uso industriale. Inoltre, la riduzione della grande sezione trasversale del fascio con maschere fisse ha limitato la flessibilità del processo e la disponibilità della potenza totale di uscita.

Tali inconvenienti sono stati superati da una nuova generazione di laser (DPSS, Diode-pumped solid-state laser) in cui la qualità del fascio consente di raddoppiare o triplicare la frequenza efficiente utilizzando cristalli ottici non lineari. In questo modo si possono generare laser che emettono nella regione verde (532 o 512nm) e nella regione UV (355nm o addirittura 266nm) con brevi impulsi (tipicamente tra i 15 ei 50 ns) e combinati con elevate frequenze di ripetizione di 200-300kHz e un profilo di raggio gaussiano di un fattore di qualità molto elevato ($M^2 < 1,1$). Yalukova e Sarady [56] hanno studiato il meccanismo di interazione nella perforazione laser di polimeri termoplastici e termoindurenti utilizzando tre diverse lunghezze d'onda: 1064, 532, 266 nm. Essi hanno notato che c'era la chiara evidenza di un cambiamento nel meccanismo di interazione se veniva utilizzata la luce UV con energia ad alta energia fotonica. Usando la luce UV, si è verificata una rottura di legame piuttosto che una rimozione dei materiali di origine termica, vale a dire un cambiamento dall'ablazione

termica all'ablazione fotochimica. Volkermeier et al. [57] hanno ottenuto gli stessi risultati su CFRP. Per i suddetti motivi, gli autori hanno scoperto che, con l'uso di laser a frequenza triplicata DPSS, è stato possibile ottenere un meccanismo di ablazione molto dettagliato basato sulla sublimazione diretta di fibre di carbonio e un HAZ trascurabile della matrice polimerica. Una simile configurazione sperimentale (10W a 355nm) è stata utilizzata da Li et al. [58] per la perforazione di laminati CFRP di vari spessori (da 0,3 a 7 mm). Gli autori hanno dimostrato che la tecnica di foratura basata sul laser, tagliando su una singola pista circolare, ha anche portato ad un effetto termico esteso in caso di ablazione UV. Più recentemente, Leone et al. [59] hanno utilizzato un laser Nd:YAG per analizzare i principali parametri in caso di taglio di laminati CFRP. Nello specifico hanno considerato come parametri la velocità di scansione del raggio laser, il numero di ripetizioni della trama geometrica, la distanza tra due linee consecutive e la strategia di scansione. In particolare hanno definito tre meccanismi di rimozione del materiale (Fig. 4.1):

- Ablazione
- Combustione;
- Effetto meccanico.

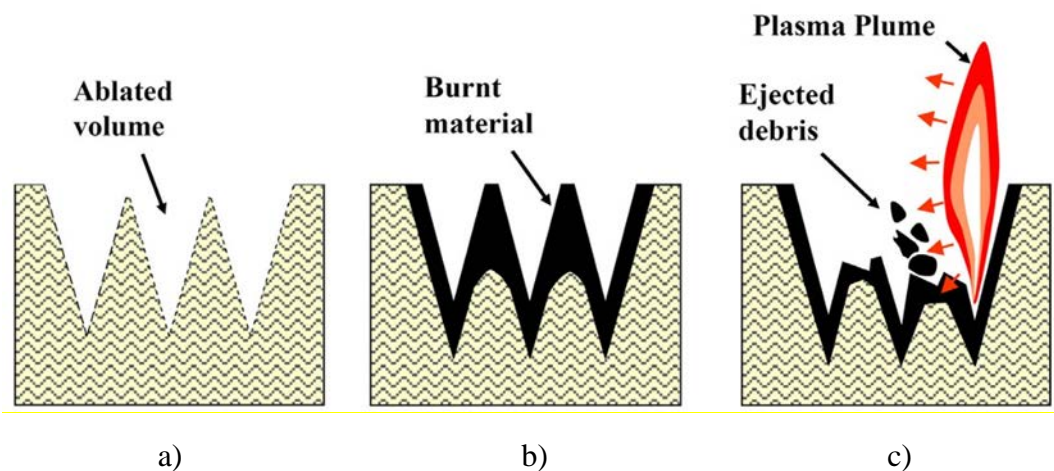


Fig. 4.1: Principali meccanismi di rimozione del materiale: a) ablazione; b) combustione; c) effetto meccanico [59].

4.2 Cenni sul principio di funzionamento

Il termine laser è un acronimo di *Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation*.

L'interazione tra radiazioni elettromagnetiche e materia si basa sull'equazione:

$$h \cdot f = E_2 - E_1 \quad (4.1)$$

prevista dalla teoria corpuscolare della luce, dove h è la costante di Plank, f è la frequenza della radiazione, E_2 ed E_1 sono due livelli energetici di un atomo o di una molecola. Tale equazione deve essere soddisfatta nei tre seguenti fenomeni di interazione:

- *Emissione spontanea*: un atomo passa spontaneamente da un livello maggiore E_2 ad uno inferiore E_1 con emissione di un fotone di frequenza f ;
- *Assorbimento*: un fotone di frequenza f interagisce con un atomo a livello energetico E_1 e lo porta al livello energetico superiore E_2 ;
- *Emissione stimolata*: un atomo a livello energetico superiore E_2 è stimolato da un fotone di frequenza f : in tal caso esso decade al livello energetico inferiore E_1 emettendo un fotone, della stessa frequenza e fase e con la stessa direzione. In pratica con un fotone incidente se ne ottengono due identici (dove il termine amplificazione della luce, nella parola laser). Questo fenomeno sta alla base del principio di funzionamento del laser.

Una delle tipologie di laser più utilizzate in ambito industriale per saldatura e taglio è quello al CO₂. Esso è costituito (Fig. 4.2) da una cavità ottica al cui interno è presente una miscela di gas a bassa pressione contenente CO₂, azoto ed elio. Il mezzo attivo, ovvero il materiale su cui si fonda l'effetto laser, è il CO₂, gli altri due gas servono solo per migliorare il rendimento del processo.

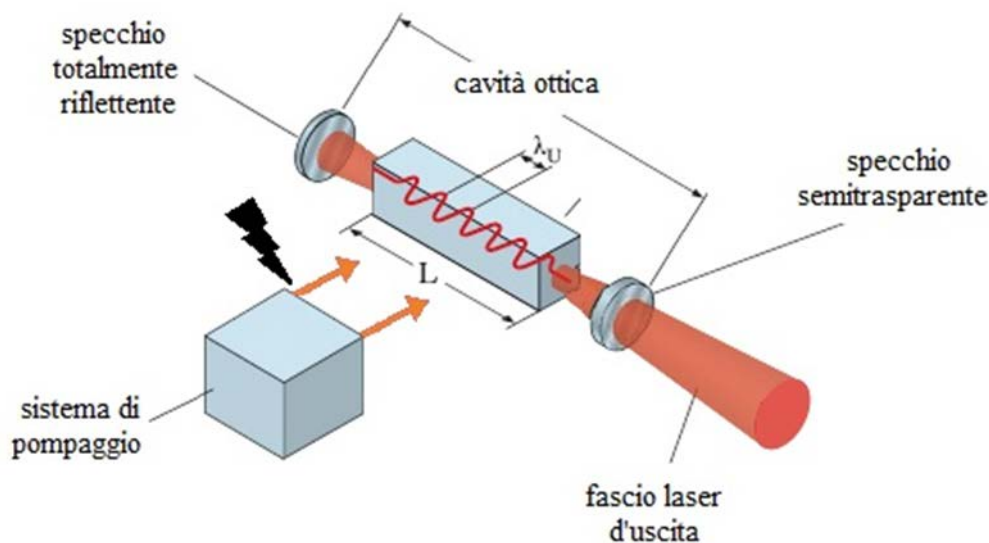


Fig. 4.2: Schema di funzionamento di un dispositivo laser.

Nella cavità viene provocata una scarica elettrica attraverso due elettrodi, che genera un'emissione di elettroni ad alta energia. Un'estremità della cavità è chiusa con uno specchio riflettente, l'altra con uno specchio semiriflettente, dal quale viene emesso il raggio laser. Il principio di funzionamento, riportato in Fig. 4.3, può essere sintetizzato come segue:

- Il bombardamento da parte degli elettroni delle molecole di CO_2 fa sì che un elevato numero di esse passi ad un livello energetico elevato;
- Una parte delle molecole così eccitate danno luogo a emissione spontanea, cioè emettono fotoni con la stessa energia e quindi frequenza e passano ad uno stato sempre eccitato, ma di livello più basso;
- Alcune molecole eccitate di livello maggiore, colpite da questi fotoni, non li assorbono, ma, al contrario, li duplicano, cioè emettono altri fotoni (emissione stimolata) con la stessa frequenza e direzione di quelli incidenti. Dopo questa emissione le molecole ritornano allo stato energetico più basso. Questi ultimi continuano a interagire con altre molecole eccitate di gas, provocando un vero e proprio effetto valanga.
- Il funzionamento vero e proprio del laser ha inizio quando i fotoni iniziano a viaggiare lungo l'asse della cavità e non perdono quindi la loro energia sulle pareti della stessa. Essendo continuamente riflessi dagli specchi, essi stimolano un grande numero di molecole di CO_2 a emettere fotoni. In pratica

ogni molecola viene eccitata da un elettrone, viene poi stimolata da un fotone e, non appena ritorna al livello iniziale, il ciclo inizia nuovamente.

- Dallo specchio semi riflettente esce quindi un fascio di luce altamente direzionato e collimato, con frequenza ben determinata (*monocromatico*), pari a $10.6\ \mu\text{m}$ in questo tipo di laser, parallela e con la stessa fase (*coerente*).

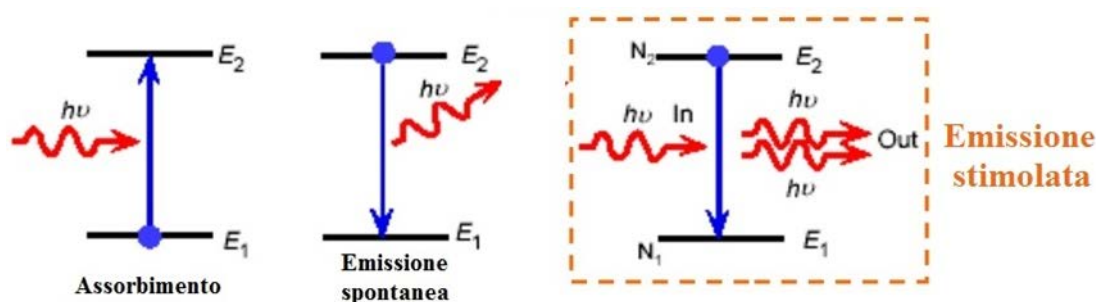


Fig. 4.3: Schema del principio di funzionamento di un generico laser.

Oltre al CO_2 sono presenti nella cavità anche azoto ed elio. L'azoto (che ha una molecola più semplice del CO_2) bombardato dagli elettroni, si trova a un livello energetico molto vicino a quello superiore del CO_2 e, durante una collisione, passa questa energia al CO_2 . Questo fenomeno migliora l'efficienza del processo di eccitazione delle molecole di CO_2 e quindi il rendimento di tutto il laser. Le molecole di CO_2 che hanno emesso un fotone per emissione stimolata si trovano ad un livello energetico ancora troppo alto per poter di nuovo accettare l'energia proveniente da quelle di azoto: per riportarle quindi allo stato diseccitato, si introduce nella miscela l'elio contro le cui molecole esse vanno a collidere e quindi a perdere energia. Ovviamente l'elio, assorbendo quest'energia, aumenta di temperatura, con conseguenze negative per il funzionamento di tutto il laser; per questo motivo, nel laser al CO_2 , si impiega un sistema di raffreddamento consistente o nel raffreddamento della cavità mediante un fluido esterno separato o nella veloce circolazione dello stesso miscuglio di gas (in direzione assiale o trasversale nella cavità) attraverso uno scambiatore di calore esterno.

Questo principio di funzionamento è simile in altri tipi di laser per applicazioni industriali. In pratica, quindi un laser ha sempre bisogno di un materiale attivo,

caratterizzato da livelli energetici adatti ad interagire con la radiazione secondo l'equazione (1), di un sistema di pompaggio, di tipo ottico o elettronico o altro, in grado di provocare un'inversione di popolazione, cioè una predominanza di atomi o molecole del mezzo attivo a uno stato eccitato rispetto a quelle allo stato normale. Nel caso del laser al CO₂ il pompaggio è dato dalla scarica elettrica nella cavità.

La luce laser ha il grande vantaggio, per effetto della monocromaticità e della piccola divergenza del raggio, di poter essere focalizzata molto efficacemente in spot molto piccoli. Se per esempio si usa un laser al CO₂ da 1kW e si focalizza il raggio in uno spot di circa 0.3mm di diametro, si raggiunge una densità di potenza pari a circa 1.5MW/cm², in grado di provocare in breve tempo la vaporizzazione di qualunque materiale di interesse industriale. Per questo motivo il laser è oggi una sorgente di energia adatta a molte operazioni tecnologiche, tra cui la saldatura e il taglio[60].

La distribuzione di potenza nella sezione del raggio in uscita dalla cavità non è uniforme, ma dipende dal tipo di laser, dai parametri di progetto e di funzionamento e dalla qualità dei componenti usati. Per identificare tale distribuzione si usa il termine TEM_{xy} (*Transverse Electromagnetic Mode*). In termini semplificativi, il numero x corrisponde al numero di zone vuote da destra a sinistra, mentre il numero y corrisponde al numero di vuoti dall'alto verso il basso. Il modo TEM₀₀ o gaussiano non ha zone vuote e ha una distribuzione gaussiana di potenza all'interno del fascio. La Fig. 4.4 illustra alcuni esempi. Modi di ordine elevato, cioè x e y maggiori di zero, comportano difficoltà di focalizzazione del raggio in uno spot di piccole dimensioni.

Un altro parametro importante per un laser è il rendimento, cioè il rapporto tra la potenza ottica in uscita e la potenza elettrica totale necessaria per il suo funzionamento. Bassi rendimenti comportano anche difficoltà di raffreddamento della cavità.

Per quanto riguarda l'andamento temporale della luce laser, esistono varie possibilità, tra cui:

- Emissione in continua (CW), anche se con piccole oscillazioni di potenza attorno al valore medio;
- Emissione in regime impulsato, ottenuto mediante il controllo della durata degli impulsi di pompaggio. Questo sistema permette di ottenere durante degli impulsi dell'ordine minimo di 100μs;
- Emissione in regime di impulsi giganti, ottenuto variando il fattore di merito Q della cavità (cioè la capacità di immagazzinare energia radiante). Per esempio si può variare molto rapidamente la riflessività dello specchio di uscita in modo da tenerla a un valore alto durante il pompaggio e di

abbassarla rapidamente per un tempo brevissimo al momento dell'emissione: in questo modo l'energia accumulata si scarica rapidamente sotto forma di impulsi con elevata potenza di picco. La potenza di picco è ottenibile dal rapporto tra l'energia di un impulso e la sua durata.

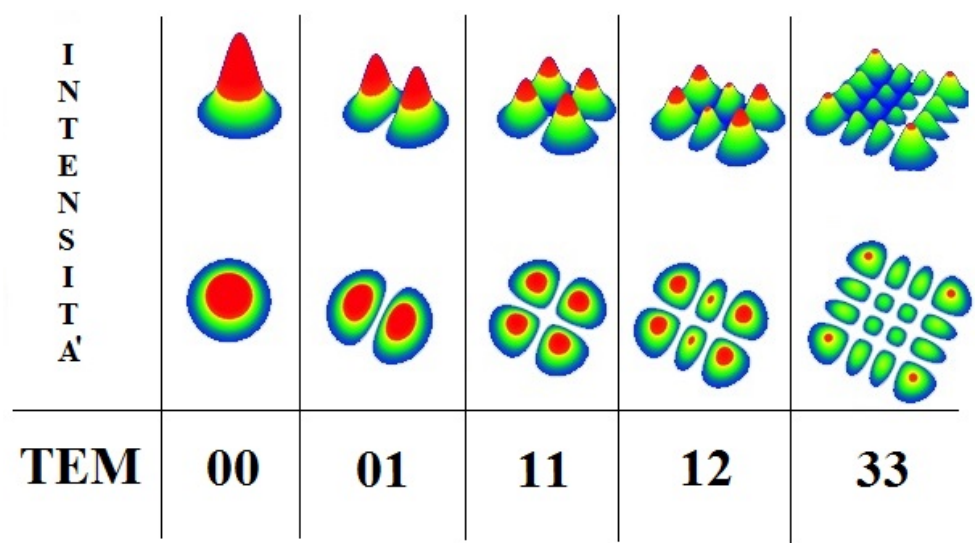


Fig. 4.4: Esempi di modalità tipiche di distribuzione di potenza in uscita di un laser (TEM).

4.3 Tipologie di Laser

Esistono in commercio varie tipologie di laser, questo è dovuto alla presenza di diversi materiali che mostrano il fenomeno dell'emissione stimolata; solo alcune tipologie però sono in grado fornire i livelli di potenza necessari alla lavorazione dei materiali. Tra i laser che prendono il nome dal mezzo attivo troviamo: CO, Nd:vetro, rubino, eccimeri (KrF, ArF, XeCl), CO₂ e Nd:YAG. Nella seguente tabella sono riportate le applicazioni dei sistemi laser ai processi tecnologici.

Tabella 4.1: Applicazioni dei sistemi laser ai processi tecnologici.

Applicazioni	Substrato	Tipologia di Laser
<i>Taglio</i>	Metalli	PCO2, CWCO2, Nd:YAG, rubino
	Plastica	CWCO2
	Ceramica	PCO2
<i>Perforazione</i>	Metalli	PCO2, Nd:YAG, Nd:vetro, rubino
	Plastica	Eccimeri
<i>Marcatura</i>	Metalli	PCO2, Nd:YAG
	Plastica	Eccimeri
	Ceramica	Eccimeri
<i>Trattamenti superficiali</i>	Metalli	CWCO2
<i>Saldatura</i>	Metalli	PCO2, CWCO2, Nd:YAG, Nd:vetro, rubino

Una seconda diversificazione delle macchine laser disponibili sul mercato, si fa in base alle diverse fonti laser montate nel loro interno. Generalmente ogni tipo di laser ha i propri vantaggi e svantaggi ed è adatto a materiali diversi. Un elenco delle tipologie laser più utilizzate è riportato in Tabella 4.2.

Tabella 4.2: Principali tipologie di laser usate in ambito industriale e di ricerca.

Tipologia	Lunghezza d'onda operativa [μm]	Mezzo attivo
Laser a stato solido	0.400 – 20.000	Semiconduttore
	0.694	Rubino
	1.064	Nd:YAG
Laser a gas	0.593 – 3.39	He-Ne
	10.600	CO ₂
	2.600 – 8.300	CO
	0.454 – 0.529	Argon
	0.193 – 0.353	Eccimeri
Laser chimici	2.700 – 2.900	Fluoruro di idrogeno
	3.800	Fluoruro di deuterio
Laser a vapori metallici	0.325 – 0.441	Elio-cadmio
	0.510 – 0.578	Rame
Altri	0.390 – 0.640	Laser a colorante
	> 0.100	Laser a elettroni

4.4 Parametri di processo

In questo paragrafo sono riportati i principali parametri del processo di pretrattamento laser per l'incollaggio di materiali polimerici. In linea generale, questi sono essenzialmente:

1. la lunghezza d'onda del fascio laser utilizzato;
2. la frequenza e durata dell'impulso, se il laser adottato è di tipo impulsato;
3. l'energia con la quale viene effettuato il trattamento, che è funzione principalmente della velocità e della potenza del laser.

4.4.1 Lunghezza d'onda

Durante il processo di trattamento laser si possono manifestare due tipologie di effetti: ablazione fotochimica ed ablazione fototermica. L'ablazione fotochimica si manifesta quando l'energia di uno o più fotoni del fascio laser è sufficiente a rompere i legami chimici C-C del polimero trattato. In particolare, in una matrice polimerica sono presenti legami covalenti tra gli atomi di carbonio con energie di legame dell'ordine di 5eV. L'energia di un fotone E è data dalla equazione (2) ed è funzione della costante di Plank, della lunghezza d'onda λ e della velocità della luce c , quindi la lunghezza d'onda deve essere circa 250nm per corrispondere all'energia di legame, di conseguenza al fine di rompere i legami chimici nella matrice polimerica è necessario utilizzare una radiazione laser ultravioletta. Questo effetto viene sfruttato anche come processo di attivazione dei termoplastici attraverso lampade UV.

$$E = \frac{h * c}{\lambda} \quad (4.2)$$

Utilizzando fotoni con minor energia, per esempio con lunghezze d'onda maggiori, l'energia totale non risulta essere sufficiente a rompere i legami chimici direttamente. In linea di principio possono accadere processi di assorbimento a due fotoni, ma la probabilità che ciò accada è molto bassa: l'elettrone nello stato eccitato rilascia energia verso l'ambiente in un tempo molto breve generando una emissione spontanea. Continuando con la stimolazione, l'energia non può più essere assorbita dall'elettrone eccitato quindi viene trasmessa come oscillazioni termiche che oltre un certo input di energia vanno a decomporre il materiale della matrice.

Nel caso di pretrattamento con laser a CO₂ ($\lambda = 10.6 \mu\text{m}$) generalmente si manifesta ablazione termica della superficie. In ambito di ricerca scientifica, il trattamento laser

su CFRP non è un generalmente indicato come un tipico trattamento per attivare la superficie, ma piuttosto come un trattamento di pulizia della stessa.

I trattamenti laser sono in grado di alterare le proprietà dello strato superficiale, generalmente creando nuovi gruppi funzionali, inducendo la amorfizzazione della superficie, cambiando la struttura geometrica superficiale, degradando e favorendo il crosslinking della catena molecolare, mantenendo inalterate le proprietà del cuore del pezzo. Sul mercato si possono trovare laser che producono radiazioni a diverse lunghezze d'onda. La lunghezza d'onda del laser, la potenza generata e la modalità di operazione (continuo o pulsato) hanno una influenza significativa sulle proprietà della superficie trattata. In generale, i polimeri assorbono bene le radiazioni ultraviolette (UV) ed infrarosse (IR), ma risultano trasparenti alla luce visibile (Vis).

L'interazione della radiazione laser con i polimeri differisce enormemente a seconda della lunghezza d'onda della radiazione applicata. Generalmente, la radiazione UV causa la rottura fotolitica dei legami molecolari nel materiale, mentre gli effetti dovuti al riscaldamento sono limitati. Tale peculiarità risulta importante per eliminare problemi delaminativi in caso di trattamenti su CFRP (Fig. 4.9). Questa rottura dei legami molecolari si manifesta con la formazione di radicali liberi, i quali possono avviare reazioni fotochimiche. I fotoni della radiazione IR hanno una energia insufficiente per rompere i legami molecolari in maniera diretta per la maggior parte dei polimeri. Nello spettro IR, i gruppi funzionali dei polimeri vengono eccitati verso stati energetici vibrazionali e rotazionali più elevati che vengono accompagnati da una generazione di calore. Un elevato accumulo di calore può portare alla rottura dei legami molecolari, portando a reazioni attivate termicamente. Nel caso di radiazione Vis i materiali polimerici sono normalmente drogati con agenti assorbenti (fotoiniziatori), i quali si decompongono iniziando una serie di reazioni. In Fig. 4.5 è riportato l'andamento tipico dell'assorbimento di energia nei polimeri al variare della lunghezza d'onda.

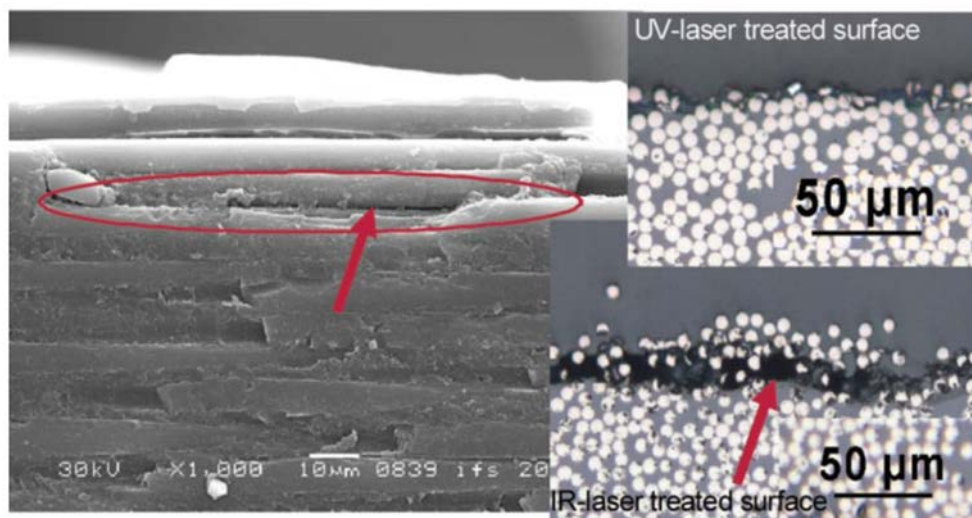


Fig. 4.5: Delaminazione di un laminato in CFRP (freccie rosse): è possibile osservare che nel caso di laser UV la delaminazione è meno marcata rispetto un laser che lavora sull'IR[41].

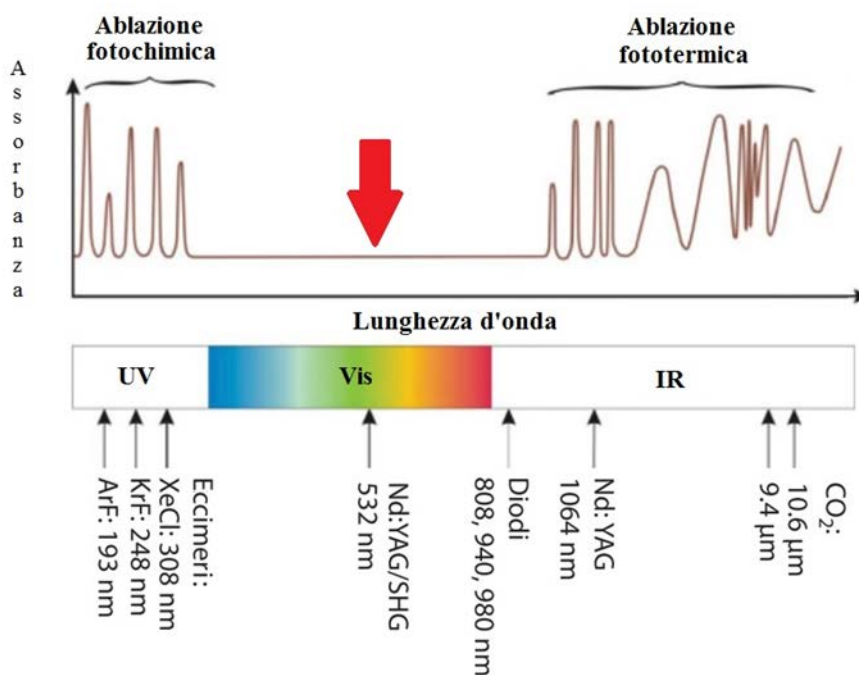


Fig. 4.6: Spettro di assorbanza di un generico polimero e lunghezze d'onda delle principali tipologie di laser. La frecci rossa indica la bassa assorbanza nel visibile per cui può essere necessario inserire agenti fotoiniziatori nella composizione del polimero [41].

4.4.2 Frequenza e durata dell'impulso

Come già accennato nell'introduzione di questo Capitolo, la frequenza e durata dell'impulso influiscono sulla HAZ generata sul substrato trattato. L'utilizzo di un laser impulsato permette di ottenere potenze di picco più elevate e potenze medie minori rispetto un sistema laser in continuo. In particolare, a parità di energia utilizzata, un fascio laser in continuo tende a riscaldare maggiormente rispetto ad un fascio laser impulsato. Tale peculiarità è legata al fatto che, nel caso di laser impulsato, un impulso di breve durata genera una nube intermittente, e per questo motivo il trasferimento termico al pezzo è drasticamente ridotto o addirittura trascurabile (Fig. 4.6).

Leone et al. [59] hanno evidenziato come la correlazione tra la frequenza del laser e l'intensità dell'impulso vada ad influenzare la superficie trattata. Generalmente minore è la frequenza degli impulsi, maggiore è la loro intensità di energia, come riportato in Fig. 4.8. Quindi impulsi brevi tenderanno ad avere una maggiore energia, generando una porzione di HAZ maggiore e dunque una espulsione di materiale maggiore per impulso. Tuttavia è preferibile trattare la superficie con frequenze più elevate poiché in tal modo diminuisce l'HAZ ma il materiale asportato non diminuisce per via del maggior numero di impulsi (Fig. 4.7).

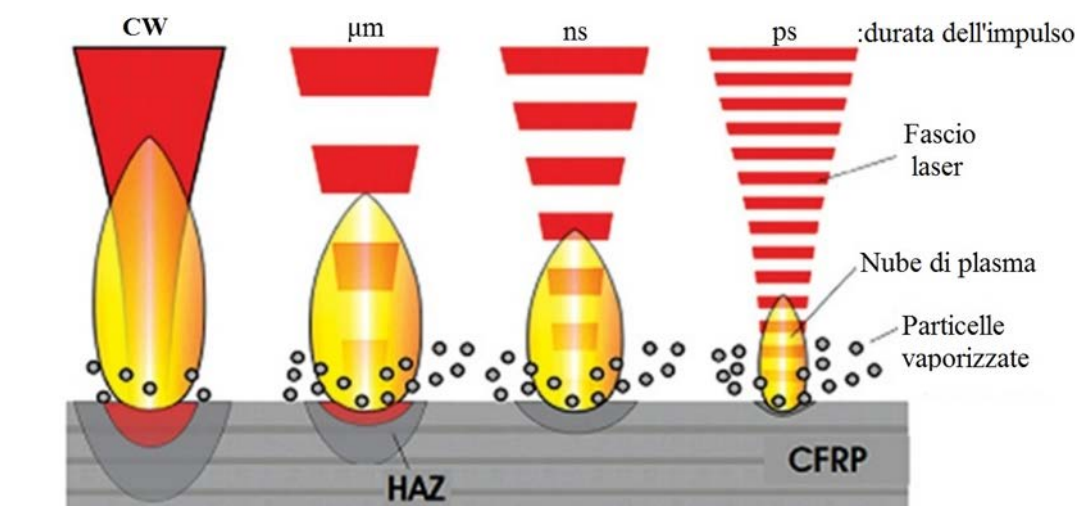


Fig. 4.7: Effetto della durata dell'impulso laser sulla dimensione dell'HAZ[33].

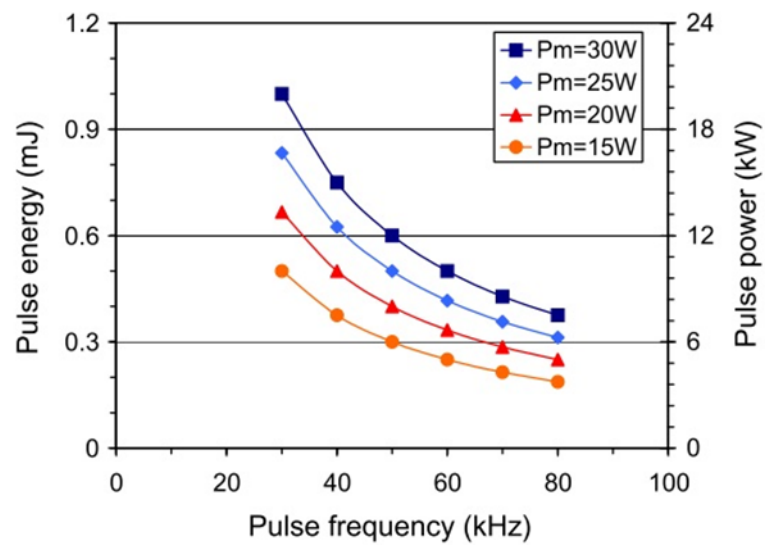


Fig. 4.8: Relazione tra energia e potenza dell'impulso in funzione della frequenza e della potenza media del laser[59].

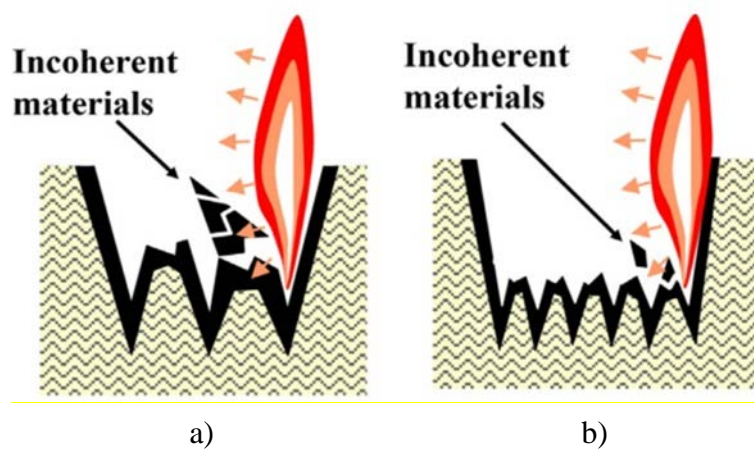


Fig. 4.9: Effetto della frequenza del laser sulla generazione di materiale combusto[59]: a) bassa frequenza; b) alta frequenza.

4.4.3 Potenza, velocità ed energia

L'obiettivo del trattamento consiste nel rimuovere la matrice in superficie e di permettere all'adesivo di aderire sulle fibre evitando danneggiamenti degli aderendi. Infatti dalla potenza del fascio e dai tempi di esposizione dipende l'assorbimento di calore da parte della matrice da vaporizzare. Nel caso di CFRP l'assorbimento di calore da parte delle fibre amplifica il rischio di danneggiare termicamente le stesse o di delaminare la parte trattata, come riportato in Fig. 4.10. Il controllo di tale fenomeno si ha da una corretta taratura dell'energia del trattamento. Da studi scientifici si evince la difficoltà di trovare una dipendenza tra la profondità di ablazione e l'intensità dell'energia, per via della complessità del fenomeno su un materiale localmente eterogeneo come il CFRP. Tuttavia è stato osservato che è possibile utilizzare un laser al CO_2 per rimuovere completamente lo strato di matrice superficiale senza danneggiare le fibre[61,62]. Ciononostante è possibile che si vengano a generare delle rotture adesive a seguito di un trattamento laser. Una possibile spiegazione di tale fenomeno risiede nelle sue caratteristiche di emettitore termico. La rimozione di contaminanti dalla superficie attraverso un laser CO_2 si può verificare con l'evaporazione degli stessi. Una volta evaporati, questi possono condensare sulla superficie trattata per via della inferiore temperatura superficiale della stessa, come illustrato in. Il m:Per sopprimere a tale problematica è sufficiente utilizzare una ventilazione adeguata per i fumi ed utilizzare raggi laser a più elevata intensità[41].

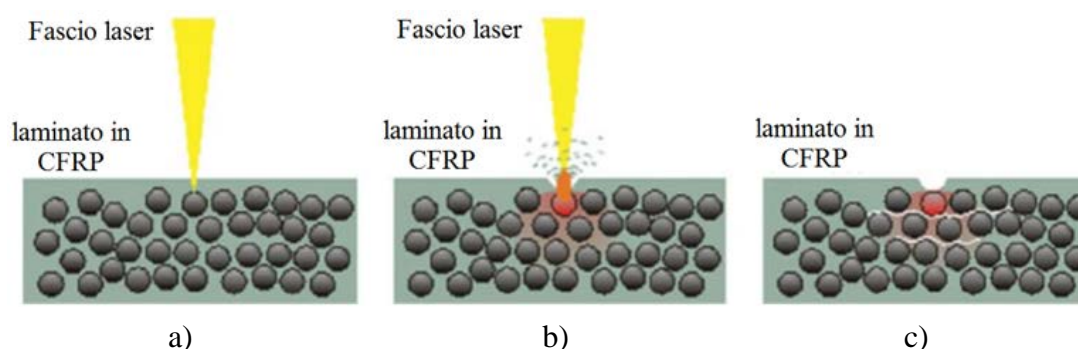


Fig. 4.10: Meccanismo di danneggiamento termico di CFRP trattati col laser [41]: a) assorbimento calore nelle fibre di carbonio; b) eiezione della matrice e conduzione termica nelle fibre; c) delaminazione per deposizione di calore.

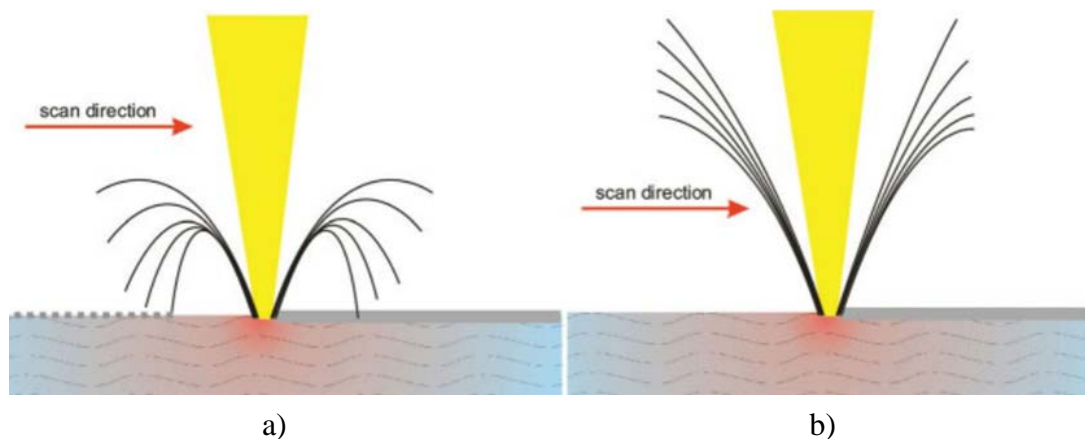


Fig. 4.11: Meccanismo di rimozione del distaccante a seguito del trattamento laser [41]: a) trattamento debole e condensazione dei contaminanti; b) trattamento forte e vaporizzazione dei contaminanti.

4.5 Strategia di scansione: laser texturing

Le strategie di scansione per il trattamento superficiale con radiazione laser pulsata sono essenzialmente due: il pezzo viene spostato o il raggio viene guidato da specchi azionati da motori elettrici in un sistema di scansione laser. La prima strategia che prevede lo spostamento del pezzo viene utilizzata nel caso di sorgenti laser ad eccimeri attraverso due modi: lavorazione in linea e lavorazione per ripetizione, le quali sono illustrate in Fig. 4.12. Nella scansione con lavorazione in linea (Fig. 4.12a), la distribuzione di uscita naturalmente rettangolare del laser ad eccimeri viene rimodellata in una linea sottile ma lunga. La lunghezza della linea laser può essere impostata su diverse centinaia di mm e la larghezza è generalmente di circa 500 μm , a seconda della potenza di uscita del laser. Questa linea viene quindi guidata sulla superficie. Tale approccio viene utilizzato al meglio per superfici grandi e piatte. Le superfici curve sono generalmente lavorate usando forme del fascio rettangolari o quadrate. Nelle lavorazioni per ripetizione (Fig. 4.12b), sulla superficie della parte da trattare viene proiettato un punto omogeneo di forma quadrata o rettangolare (in genere circa 5 mm su ciascun lato) e viene effettuata un'esposizione che è sufficiente per causare un'ablazione controllata.

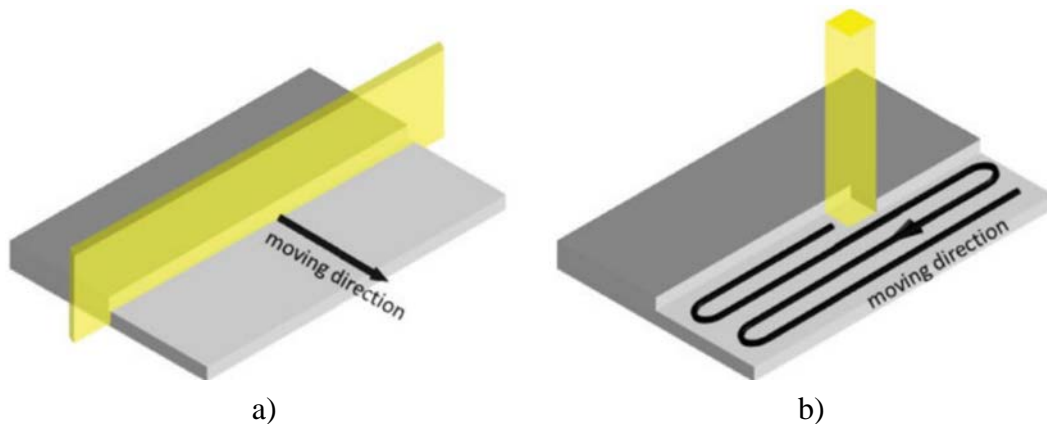


Fig. 4.12: Esempio di trattamento laser con movimentazione del pezzo[41]: a) lavorazione a linea; b) lavorazione con ripetizioni.

La seconda strategia è la più utilizzata in ambito di ricerca scientifica per il pretrattamento di CFRP per l'incollaggio, e consiste in un fascio laser guidato da un sistema di scansione. Essa è generalmente utilizzata per laser a stato solido (SSL) o laser CO₂. Il generico sistema è riportato in Fig. 4.13 ed è costituito dalla sorgente laser (a), dal dispositivo di modellamento del fascio (b), da una testa galvanometrica (c), dalla lente f-theta (d) e dal piano di lavoro (e). I due specchi con comando elettrico consentono la movimentazione del fascio ad una velocità superiore a 5 m/s e la lente f-theta consente l'ablazione del materiale trattato in una definita area di lavoro. Nel caso della lavorazione laser del CFRP o piuttosto dell'ablazione selettiva della sola matrice, il processo viene realizzato guidando o tratteggiando il fascio laser in linee sulla superficie. Ad ogni passata viene rimosso un volume definito di materiale e la profondità del trattamento, vale a dire la quantità di materiale rimosso, viene controllata dal numero di ripetizioni dei cosiddetti cicli di tratteggio [41].

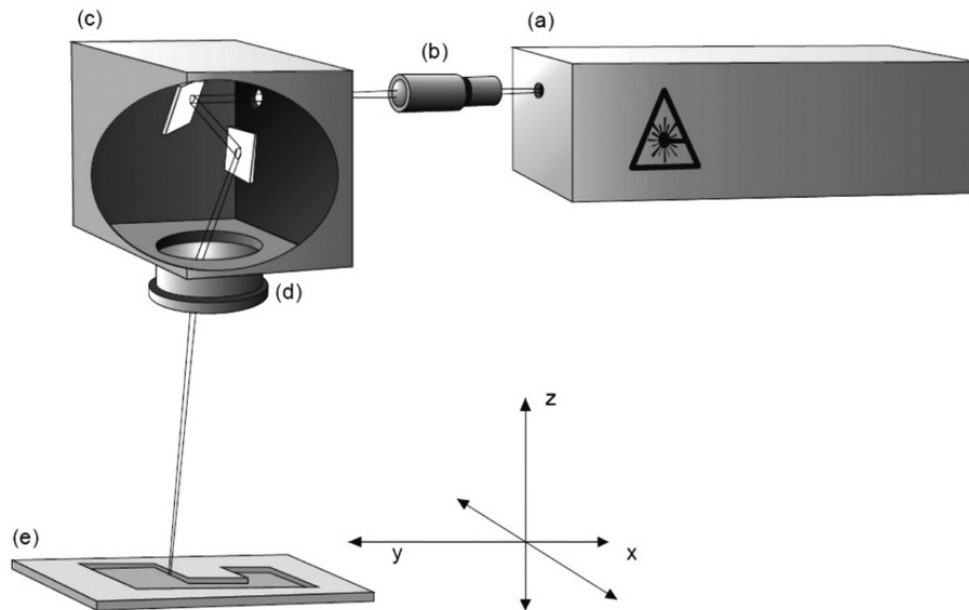


Fig. 4.13: Generico sistema di scansione laser costituito da: a) sorgente laser; b) dispositivo di modellamento del fascio; c) testa galvanometrica; d) lente F-theta; e) piano di lavoro [33].

La direzione di queste linee deve essere correlata alle proprietà conduttive del materiale da trattare. Leone et al. [59] ha osservato che la strategia di scansione è importante se correlata alla natura fortemente anisotropa del laminato. Infatti una scansione parallela alle fibre tende ad aumentare la HAZ nella direzione dello spessore del laminato: ciò è dovuto ad un preriscaldamento della zona trattata dovuto alla conduzione termica nelle fibre. Per ovviare tale problema basta evitare linee di scansione parallele alle fibre.

Variano il tratteggio delle linee di scansione è anche possibile ottenere non un trattamento completo della superficie, ma piuttosto un trattamento parziale in grado comunque di ottimizzare la resistenza del giunto incollato. Il *Laser Surface Texturing* (LST) o, più semplicemente *laser texturing*, permette di trattare le superfici aumentando la rugosità di queste e minimizzando il rischio di danneggiare termicamente la parte trattata. L'aumento di rugosità delle superfici da incollare è ottenuto tramite la formazione di cavità, le quali possono avere dimensioni inferiori al millimetro.

Il laser texturing è generalmente utilizzato per incrementare le proprietà tribologiche della parte [63], tuttavia in alcuni lavori scientifici è stata osservata una buona efficacia nel caso di pretrattamento per l'incollaggio [64,65].

Molto spesso i parametri geometrici del texturing vengono determinati realizzando opportuni test preliminari; tuttavia, la ricerca delle condizioni ottimali di lavoro deve confrontarsi con la reale economicità, efficienza e produttività del processo.

La scelta dei parametri geometrici del texturing per l'incollaggio di CFRP dipende dalle dimensioni del solco lasciato dal fascio, dalla direzionalità delle fibre sottostanti lo strato superficiale di matrice, dai tempi e costi di processo.

CAPITOLO 5. PARTE

SPERIMENTALE: REALIZZAZIONE

LAMINATI E GIUNTI ENF

In questo capitolo sono presentate le principali tecnologie di produzione di componenti in materiale composito polimerico, le tecniche adottate per la produzione dei laminati per l'attività sperimentale, la metodologia adottata per la realizzazione delle giunzioni incollate, la definizione del laser texturing per l'incollaggio e l'analisi dell'efficacia dello stesso. In particolare vengono descritte le attrezzature utilizzate per la produzione dei laminati e la realizzazione del trattamento di laser texturing, vengono definiti i materiali adottati, ed infine viene investigata l'efficacia del trattamento laser attraverso prove di caratterizzazione.

5.1 Tecnologie di produzione CFRP

Al giorno d'oggi esistono diverse tecnologie per la produzione di componenti in materiale composito polimerico termoindurente, la cui scelta dipende dalla forma, dalla grandezza e dalle proprietà richieste del componente da realizzare, dalla dimensione dei lotti e dalle capacità aziendali. Nonostante si siano sviluppate diverse tecnologie di fabbricazione di elementi in composito, è possibile individuare delle operazioni fondamentali in comune a tutte le tecnologie:

- la preparazione dello stampo;
- la disposizione del rinforzo;
- la disposizione della resina;
- la compattazione;
- la polimerizzazione della resina;
- l'estrazione del pezzo.

Tali operazioni, definite per il caso di produzione di compositi con matrice in materiale polimerico termoindurente, possono essere effettuate in vari modi, impiegando varie tecniche e materiali, in funzione delle caratteristiche dei componenti da realizzare e del numero di parti da produrre.

Per la preparazione dello stampo, vengono passati nel seguente ordine uno strato di distaccante, che permette il distacco del pezzo dallo stampo a fine ciclo di lavorazione, ed uno di *gel coat*. Successivamente, vengono stratificate fibre e matrice e, dipendentemente dal processo, al di sopra del laminato si aggiungono altri materiali ausiliari, come il *bleeder* o il sacco. Una volta compattato il sistema, viene effettuata la polimerizzazione della resina, la quale può avvenire a temperatura ambiente oppure a temperature maggiori, con l'ausilio di sistemi quali forni, autoclavi o pressa a piani caldi. Terminata la fase di polimerizzazione, il componente prodotto viene estratto dallo stampo e sottoposto a diversi esami di controllo, al fine di verificare l'eventuale presenza di difetti che ne possono inficiare la resistenza e la funzionalità. Quanto detto sopra è valido anche per compositi con matrice termoplastica, anche se con alcune variazioni nel processo, in particolare con la mancanza della fase di polimerizzazione, sostituita da un semplice indurimento del polimero durante il raffreddamento.

La disposizione di rinforzo e matrice viene definita stratificazione e consiste nella deposizione del materiale grezzo all'interno dello stampo. Nello specifico, matrice e fibra vengono adagiate nello stampo rispettando l'orientazione del rinforzo secondo le specifiche di progetto. Infatti i materiali compositi, soprattutto se a fibra lunga, sono fortemente anisotropi, ovvero presentano il comportamento meccanico differente a seconda della direzione considerata, risultando massimo lungo le fibre. Inoltre l'operatore deve assicurarsi di stratificare tanto materiale quanto basta a raggiungere lo spessore o il numero di strati previsto in fase di progetto.

Esistono diverse tecnologie di deposizione di fibra e matrice, che differiscono l'una dall'altra per la modalità e la sequenza di stratificazione. La tecnologia più semplice è definita *hand lay-up*, di cui è riportata una schematizzazione in Fig. 5.1. In questa viene disteso un foglio di fibre sulla superficie dello stampo, il quale viene impregnato manualmente versando della resina liquida, opportunamente catalizzata, e compattando il tutto con l'ausilio di un pennello o con dei rulli. Queste operazioni vengono eseguite strato per strato, fino a raggiungere lo spessore finale desiderato. Tra i vantaggi nell'utilizzo della tecnica dell'*hand lay-up* vi è una buona versatilità, l'utilizzo di materiali grezzi ed attrezzature poco costose. Tuttavia, tale processo è fortemente legato alla manodopera umana. Infatti i costi potrebbero risultare troppo

elevati nel caso di grossi lotti da produrre, ed inoltre non è possibile ottenere una qualità costante per via della scarsa ripetibilità del processo.

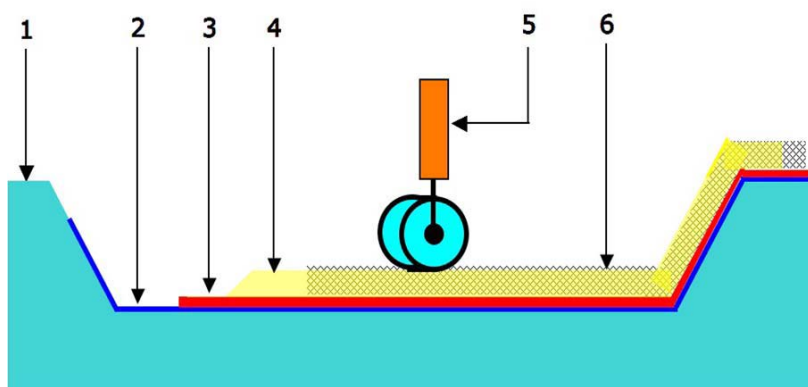


Fig. 5.1: Schematizzazione del processo di *hand lay-up*: 1) stampo; 2) distaccante; 3) gel coat; 4) resina; 5) rullo compattatore; 6) fibre.

Un'evoluzione del processo di *hand lay-up* consiste nello *spray lay-up*, schematizzato in Fig. 5.2. Esso prevede di spruzzare, tramite un'apposita pistola, del roving tagliato dalla stessa misto a resina, ricoprendo la superficie dello stampo. Successivamente si compatta lo strato appena spruzzato e si fa evacuare l'aria presente nello stesso attraverso l'utilizzo di rulli, i quali consentono anche un'ottima impregnazione del rinforzo. Con tale procedura vengono depositi gli altri strati fino al raggiungimento dello spessore desiderato. È possibile automatizzare il processo di *spray lay-up* poiché la pistola utilizzata in questa tecnologia può essere movimentata sia manualmente che in maniera automatica. In particolare quest'ultimo approccio è utilizzato nel caso di processo di *centrifugal moulding*, spesso adottato per la produzione di tubi, il cui schema è riportato in Fig. 5.3. Tale processo prevede di iniettare le fibre in un cilindro cavo posto in rotazione attorno al suo asse, tramite un ugello che si muove lungo l'asse del cilindro. La velocità di rotazione del cilindro determina la forza di compattazione: tanto più ruoterà velocemente tanto più la forza centrifuga cui è sottoposto il materiale sarà elevata, e di conseguenza risulterà più compattato, mentre la velocità di avanzamento dell'ugello va a controllare lo spessore della parete del tubo: tanto più avanza lentamente tanto più sarà spessa, inoltre variando questa velocità durante il processo è possibile ottenere tubi con pareti a spessore variabile.

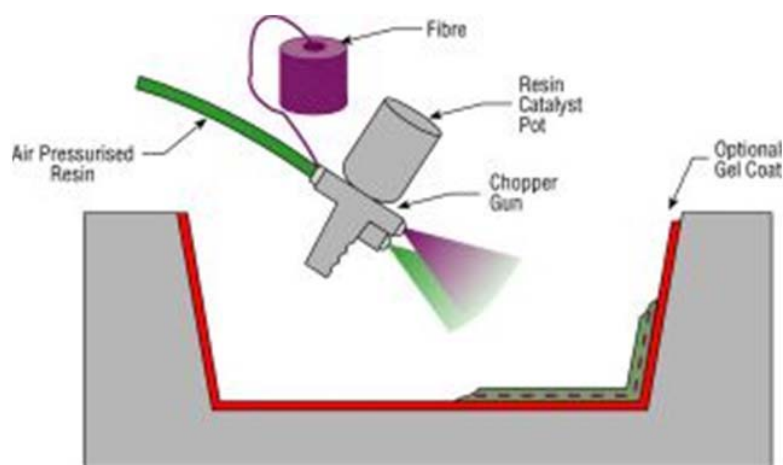


Fig. 5.2: Schematizzazione del processo di spray lay-up.

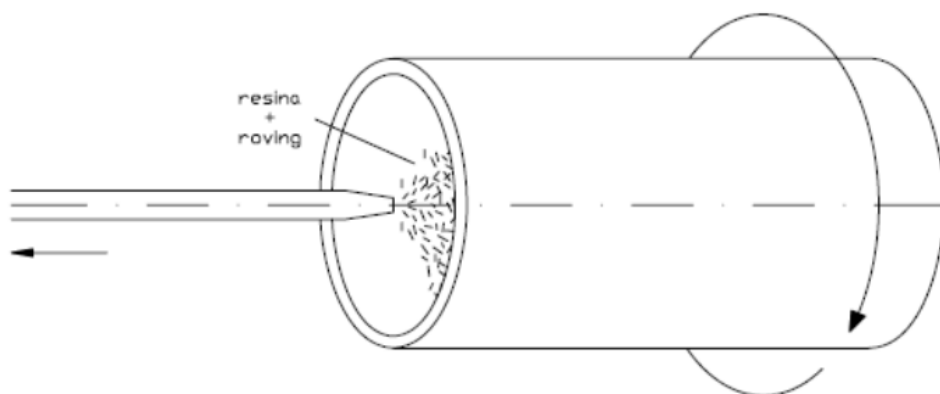


Fig. 5.3: Schematizzazione del processo di centrifugal moulding.

Delle ulteriori evoluzioni dell'*hand lay-up* sono il *prepreg lay-up* e l'*RFI (Resin Film Infusion)*. Il primo consiste nel depositare sullo stampo dei fogli di fibre preimpregnate di matrice, mentre il secondo prevede la stratificazione di fogli di fibre alternati a fogli di matrice. Una volta terminata la stratificazione, si ricopre il laminato con diversi materiali ausiliari, ognuno avente la sua specifica funzione. In Fig. 5.4 è riportato lo schema rappresentativo del processo di *prepreg vacuum bagging*. Sia per il prepreg che per l'*RFI* la compattazione avviene all'inizio del ciclo di cura. Infatti, quando si porta il materiale stratificato ad elevata temperatura, la viscosità della resina si riduce notevolmente permettendo alla stessa di fluire sotto la pressione applicata al sistema, permettendo così l'espulsione dell'aria eventualmente intrappolata durante la stratificazione. La pressione viene applicata realizzando il vuoto all'interno del sacco

in materiale flessibile, il quale può essere inserito in autoclave in caso fosse richiesta una maggior compattazione. Per ottenere una buona finitura superficiale su entrambi i lati del componente e per avere un migliore controllo dello spessore il sacco può essere sostituito da un controstampo rigido. Per migliorare la compattazione talvolta si effettuano cicli di debulking durante la stratificazione, ovvero dopo aver adagiato un certo numero di ply si chiude il sacco e si pratica il vuoto per alcuni minuti, facendo evacuare parte dell'aria intrappolata durante la deposizione del prepreg. Tale operazione viene ripetuta ogni 5-6 strati nel caso dei prepreg, mentre può essere effettuata una sola volta, direttamente a fine stratificazione, se si tratta di RFI. In tal modo, l'aria riesce a fluire meglio negli strati di fibre non impregnati, riducendo di conseguenza il tempo ciclo.

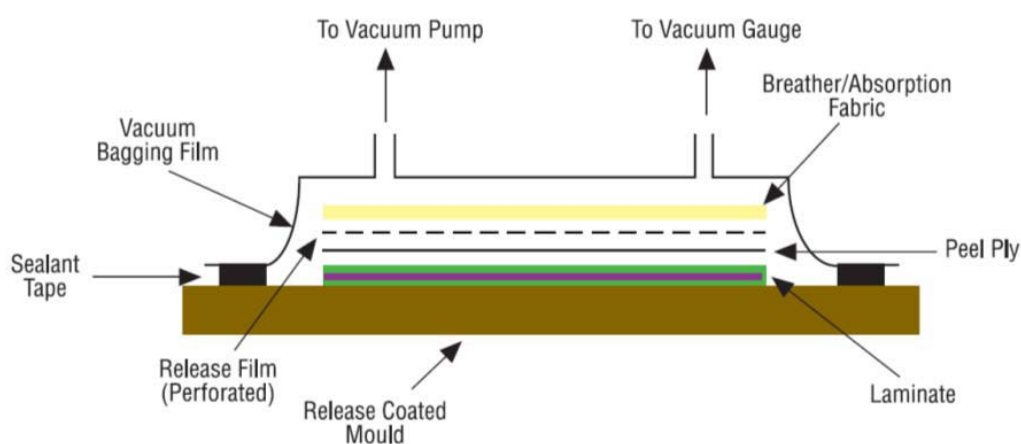


Fig. 5.4: Schema rappresentativo del processo di prepreg vacuum bagging.

Per la fabbricazione di componenti strutturali aventi la superficie esterna assimilabile ad una superficie di rivoluzione, si può pensare di avvolgere un unico fascio continuo di fibre impregnate su un corpo, detto mandrino, in maniera tale da non avere interruzioni delle fibre. Questo processo di deposizione, che risulta essere facilmente automatizzabile, è definito *tecnica di avvolgimento di fili* ed è comunemente chiamata con la dizione anglosassone di *filament winding*. È possibile distinguere due principali tipologie di *filament winding*: tradizionale e robotizzato. Nel primo caso, come riportato in Fig. 5.5, i fasci di fibre vengono avvolti su mandrini di forma assialsimmetrica tramite l'uso di macchine cartesiane a controllo numerico. Nello specifico, il mandrino viene posto in rotazione mentre un braccio traslante guida

le fibre, pertanto dalla combinazione dei due moti si ottiene l'avvolgimento delle fibre sul mandrino secondo le direzioni prestabilite. Nelle applicazioni industriali solitamente vi sono più bobine che vengono avvolte assieme, al fine di velocizzare il processo. Nel secondo caso, invece, vengono utilizzati dei robot antropomorfi che vanno ad avvolgere le fibre su un mandrino di forma complessa secondo le traiettorie prestabilite in fase di progetto. Il *filament winding* tradizionale viene generalmente utilizzato nella produzione di semplici pezzi assialsimmetrici e cavi, come tubi e serbatoi, mentre quello robotizzato, data la flessibilità di questa tecnologia, è utilizzato per la produzione di pezzi di forma più complessa. Affinché il prodotto finito non presenti difetti, come ad esempio vuoti, la deposizione delle fibre deve essere seguita da un'accurata compattazione, la quale può essere ottenuta utilizzando degli appositi pressafibra e pianificando al meglio la traiettoria della testa di deposizione. Quest'ultima deve assicurare che le fibre siano sempre tese durante il processo, soprattutto se si usano sistemi di tensionamento passivo. Nel *filament winding* robotizzato si ricorre all'uso dei pressafibra se le superfici che si vanno a generare sono a curvatura negativa, ovvero se sono concave. Infatti, in questo caso le fibre tensionate non aderiscono allo stampo, andando così a sollevarsi all'inizio dell'avvallamento per poi aderire alla fine. In genere vengono utilizzate delle fibre preimpregnate, ma vi sono delle applicazioni, come il *wet filament winding*, in cui le fibre continue sono immerse nella matrice e poi vengono deposte, con problemi di pulizia dello spazio di lavoro e di flessibilità. Questa modalità d'impregnazione non può essere usata nel *filament winding* robotizzato in quanto sarebbe impossibile avvolgere le fibre su forme complesse poiché le traiettorie continue effettuate dal robot richiedono l'installazione della bobina di prepreg direttamente sulla flangia dello stesso, quindi sarebbe richiesto installare insieme alla bobina anche la vasca di impregnazione, operazione ovviamente non realisticamente realizzabile.

Altre tecnologie, infine, prevedono di deporre solamente le fibre asciutte, mentre la matrice viene poi fatta infiltrare attraverso di esse con differenti modalità, ovvero iniettandola tra stampo e controstampo rigido oppure aspirandola tra le fibre con l'ausilio del vuoto creato tra lo stampo ed un controstampo in materiale flessibile, più economico e facile da gestire rispetto a quello rigido. Queste due modalità sono chiamate, rispettivamente, RTM (*Resin Transfer Moulding*) e RIFT (*Resin Infusion under Flexible Tool*).

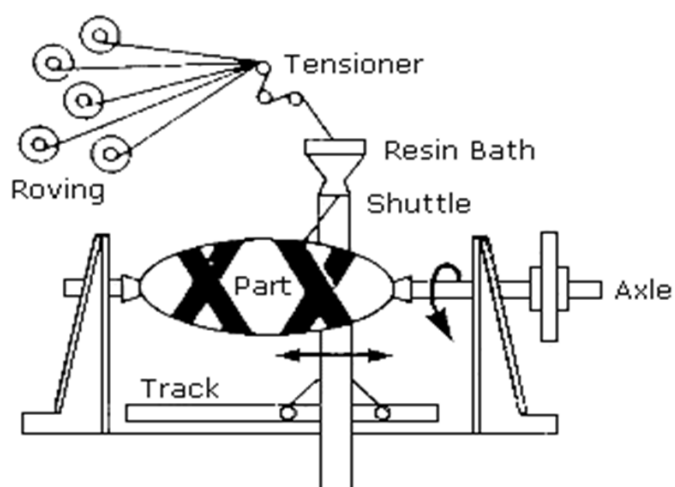


Fig. 5.5: Schema del processo di filament winding tradizionale.



Fig. 5.6: Esempio di processo di filament winding robotizzato.

L'RTM prevede di stendere nello stampo il rinforzo, che deve essere precedentemente tagliato e conformato (preforma), facendo attenzione che le fibre non fuoriescano dalla cavità ricavata nello stampo, altrimenti lo stesso non riuscirebbe a chiudersi bene. In seguito lo stampo viene chiuso e si inietta la resina miscelata al catalizzatore, che fa fuoriuscire l'aria e va ad impregnare le fibre. Solitamente i fori

d'iniezione si trovano nel punto più basso del semi-stampo femmina, così da facilitare la fuoriuscita dell'aria, che ovviamente va verso l'alto. Quando la resina fluisce dagli apposti sfiati, che sono anche dei fori spia, si può iniziare la cura del componente. In Fig. 5.8 è riportato uno schema del processo di RTM con relativi componenti. La pressione d'iniezione è generalmente compresa tra 1 e 6 bar, dipendentemente dalla complessità della geometria. Si può ricorrere anche ad una pressione variabile, al fine di aumentare la velocità d'iniezione, ma ciò potrebbe comportare lo spostamento del rinforzo nello stampo, perdite di tolleranze e danneggiamenti dello stampo. Tale pressione è di fondamentale importanza per assicurare la corretta impregnazione delle fibre, infatti condiziona il tempo di iniezione: lo stampo deve essere riempito prima che la resina polimerizzi. Si devono pertanto usare resine a bassa viscosità e con un tempo di gelificazione più elevato di quello d'iniezione.

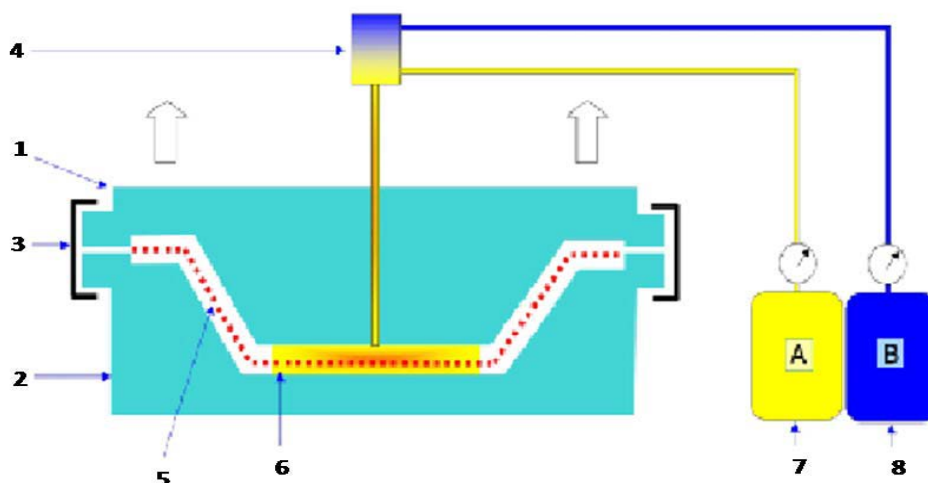


Fig. 5.7: Schematizzazione del processo di RTM: 1) semi-stampo superiore maschio; 2) semi-stampo inferiore femmina; 3) meccanismo di chiusura; 4) miscelatore di resina e catalizzatore; 5) fibre; 6) resina; 7) serbatoio resina; 8) serbatoio catalizzatore.

Il processo RIFT, invece, prevede di far scorrere la resina attraverso il rinforzo asciutto sotto la spinta del vuoto. Le fibre, stratificate sullo stampo, vengono poste assieme a quest'ultimo in un sacco, all'interno del quale viene praticato il vuoto, il quale aspira la resina tra le fibre, impregnandole. Come riportato in Fig. 5.8, nel sacco possono essere inseriti anche film distaccanti, che hanno il compito di facilitare il distacco del sacco e del network d'infusione dalla superficie del laminato, una volta finita la cura. Nel RIFT è di particolare importanza la scelta del network d'infusione,

ovvero del sistema di tubi e canali che portano la resina nel componente, infatti proprio da esso dipende la buona impregnazione del rinforzo. Il sacco a vuoto deve contenere il laminato con tutto il network d'infusione, quindi deve essere abbastanza grande da rivestire il tutto senza permettere la formazione dei “ponti” in corrispondenza degli angoli concavi: in tal caso viene meno la forza di compattazione esercitata dal sacco sul componente e, di conseguenza, la qualità del laminato in tali zone può risultare compromessa.

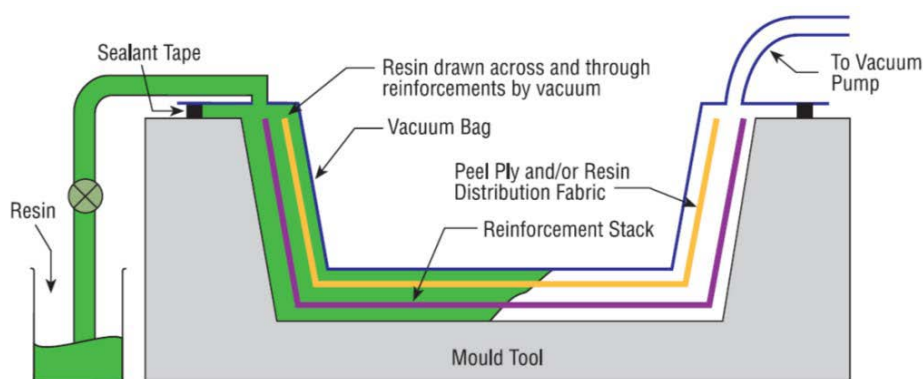


Fig. 5.8: Schematizzazione del processo RIFT.

5.2 Vacuum bagging

In questo lavoro, i laminati in CFRP sono stati realizzati sfruttando la tecnica del *vacuum bagging*. Il processo di prepreg vacuum bagging, già introdotto in precedenza, è ampiamente utilizzato per la produzione di componenti in applicazioni strutturali. L'uso di fibre preimpregnate consente di mantenere la quantità di matrice costante e ad un determinato valore di progetto, garantendo quindi un'ottima ripetibilità del processo e permettendo una lavorazione semplice e pulita. Infatti con tale tecnica non è necessario operare con resine allo stato liquido, a vantaggio delle condizioni di salubrità e sicurezza del luogo di lavoro. Di contro, però, il materiale grezzo ha un costo più elevato e necessita maggiori accortezze in fase di immagazzinamento. Infatti, essendo la resina già catalizzata, deve essere conservata a temperature comprese tra -15°C e -20°C e la lavorabilità del materiale (shelf life) è in genere di pochi mesi. Inoltre il prepreg va lavorato a temperatura ambiente, pertanto deve essere prelevato dalla cella frigorifera con largo anticipo rispetto al momento della lavorazione. Tale

aspetto è necessario affinché non si venga a formare della condensa sul materiale, essenzialmente dovuta all'umidità presente nell'aria, evitando così di influenzare negativamente la qualità del prodotto finito. Poiché a temperatura ambiente la shelf life è in genere di pochi giorni, la stratificazione deve essere effettuata il più rapidamente possibile. Inoltre, il materiale non utilizzato va rimesso nella cella frigorifera, tenendo conto però del tempo in cui è rimasto a temperatura ambiente, ovvero riducendo in proporzione la shelf life.

I formati in cui sono disponibili i prepreg sono molto vari, comunque si può fare una macro distinzione in base al formato delle fibre, cioè se sono unidirezionali o tessute, oppure in base alla loro tipologia, cioè se sono di carbonio, vetro o materiale aramidico. Il prepreg può essere prodotto attraverso differenti tecnologie, tuttavia le più diffuse sono essenzialmente tre: impregnazione con solvente, impregnazione a caldo e calandratura. La prima metodologia prevede che le fibre asciutte entrino a contatto con un bagno di resina mista a catalizzatore e ad un solvente che ne regoli la viscosità e gli permetta di bagnare in maniera ottimale le fibre stesse. La resina in questa fase deve subire un primo step di polimerizzazione, detto stadio A, che porta ad una pre-reticolazione della resina rendendo possibile l'avvolgimento in rotoli delle fibre impregnate. Durante questa fase il solvente viene rimosso facendolo evaporare grazie al riscaldamento del materiale, inoltre le fibre dovranno passare attraverso una serie di rulli che regolano con buona precisione il quantitativo di resina. Alla fine di questo processo la resina raggiunge uno stadio di polimerizzazione più avanzato, detto stadio B, che assicura una buona maneggevolezza del prepreg ed un buon tack level, cioè un buon livello di appiccicosità che favorisce l'adesione tra i vari ply in fase di stratificazione. Questo processo di produzione è molto delicato e costoso a causa del recupero del solvente, che deve essere eseguito con una certa accuratezza per non avere problemi nel prodotto finale. L'impregnazione a caldo consiste nell'applicare a caldo la resina sulle fibre. Affinché la resina aderisca meglio alle fibre la temperatura di applicazione deve essere relativamente elevata così da avere una bassa viscosità ed una buona rimozione del solvente. Il metodo di applicazione della resina alle fibre non differisce molto dal precedente. Il processo di calandratura consiste nel depositare la resina ad elevate temperature su un film di carta che funge da supporto, in seguito due strati di resina vengono uniti ad uno di rinforzo e vengono compattati per mezzo di rulli, così da ottenere un unico strato di materiale composto da fibre impregnate di resina, sul quale poi si applicano uno o più strati di film protettivi. Tale processo è schematizzato in Fig. 5.9.

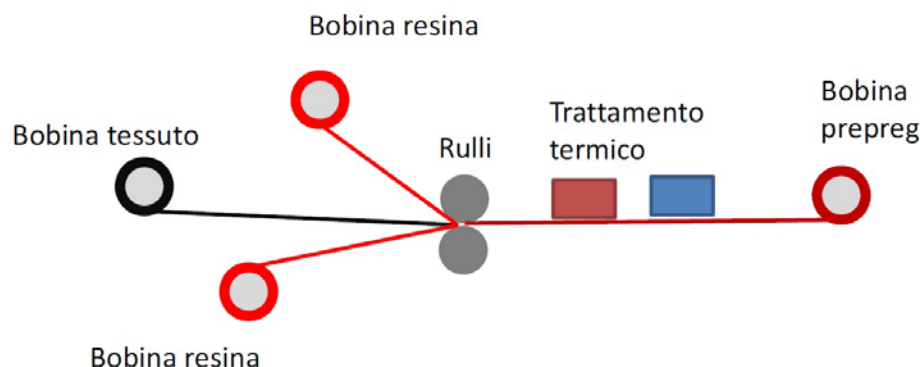


Fig. 5.9: Schema del processo di calandratura per prepreg.

Per la progettazione del processo bisogna tenere presenti una serie di aspetti che caratterizzano il prepreg al fine di avere un prodotto che rispetti le specifiche volute. In particolare si deve tenere conto delle proprietà che la resina mostra nelle fasi di posizionamento dei ply nello stampo, di polimerizzazione e di esercizio, al fine di prevedere un agevole posizionamento del materiale nello stampo, di gestire il giusto quantitativo di resina che fluirà al di fuori di esso durante la cura (e di conseguenza la percentuale di rinforzo contenuta nel pezzo) e valutare i limiti applicativi del pezzo finale. Tali parametri sono:

- Gel time: è il tempo necessario affinché durante la fase di polimerizzazione la resina aumenti la sua viscosità fino ad un valore infinito, ovvero fino alla gelificazione;
- Viscosità/flusso: vanno ad influenzare la quantità di resina che fuoriesce dal prepreg ad una determinata temperatura e pressione. Le prove per determinare questo valore vengono eseguite ponendo il materiale sotto una pressa, riproducendo le medesime condizioni del processo di formatura. In queste condizioni, la resina subisce uno squeezing dipendente dalla viscosità, la quale inizialmente si abbassa all'aumentare della temperatura, ma successivamente si alza con l'avanzamento del grado di cura, fino alla gelificazione;
- Temperatura di transizione vetrosa (T_g): per un pezzo già curato indica la temperatura alla quale la resina inizia a perdere le sue proprietà di rigidità: a questa temperatura si rompono alcuni dei legami tra le catene di polimeri e pertanto il pezzo perde consistenza. Tale fenomeno non si verifica ad una temperatura ben definita ma avviene in un intervallo di temperature, infatti spesso sulle schede tecniche sono presenti più temperature (T_{g1} , T_{g2}) che si riferiscono ai diversi stadi del degrado delle proprietà della resina;

- Tack level: indica il livello di appiccicosità del materiale, che dipende dal tipo di rinforzo, dal rapporto resina/fibre e dal livello di polimerizzazione della resina. È importante per permettere buona adesione tra i vari strati e facilitare, di conseguenza, la deposizione degli stessi sullo stampo. Inoltre può essere un fattore per una prima analisi dello stato di salute del prepreg, in particolare se questo ha superato la shelf life riportata su scheda tecnica;
- Drapability: indica la capacità del materiale di ricoprire forme complesse, dipende dal tipo di rinforzo (grammatura, tessitura, materiale) e dal rapporto resina fibre.

La stratificazione del prepreg può avvenire secondo due modalità:

- *ply on ply lay-up*, in cui le lamine di composito vengono stratificate ponendole l'una sull'altra e passandole successivamente sullo stampo;
- *direct on tool lay-up*, in cui il primo strato è posto direttamente sullo stampo, seguito poi dagli altri strati.

Quest'ultima modalità è quella più utilizzata, in quanto è molto flessibile e non richiede particolari attrezzature, però permette basse cadenze produttive. La prima, di contro, è adatta per cadenze produttive più elevate, in quanto permette una stratificazione in piano, che è facilmente automatizzabile, e la successiva formatura sullo stampo può avvenire contemporaneamente per più componenti, tramite speciali macchine. Questo, però, comporta costi aggiuntivi ed una progettazione del processo molto più accurata, in particolar modo per componenti che presentano una geometria piuttosto complessa.

5.3 Materiali e metodi utilizzati

In questo paragrafo viene descritta l'attività sperimentale effettuata per questo lavoro di tesi. In particolare, viene illustrata la tipologia di provini adottati, i materiali e le tecniche utilizzate per la realizzazione degli aderendi, la scelta dello schema di laser texturing dunque la realizzazione dei provini e le successive prove di caratterizzazione.

5.3.1 Definizione tipologia di provini e dimensioni

La scelta della tipologia di provino influenza la tipologia di carico al quale l'incollaggio verrà soggetto. Poiché la maggior parte delle colle strutturali è progettata per lavorare a taglio, in questo lavoro si è scelta una geometria tale da sollecitare la giunzione incollata di modo II. Nello specifico la tipologia di provino adottata è definita in letteratura scientifica come End Notched Flexure (ENF). Tale tipologia di provino si ottiene incollando i due aderendi in modo da ottenere una cricca ad una estremità, come illustrato in Fig. 5.10. Le dimensioni nominali adottate per l'attività sperimentale sono riportate in Fig. 5.11. Al giorno d'oggi tale tipologia di provino è normata, secondo normativa ASTM D7905, soltanto per la determinazione della tenacità a frattura interlaminare generata sotto sollecitazioni in modo II per materiali compositi polimerici fibrorinforzati unidirezionali. Infatti, non è ancora presente uno standard normativo per giunzioni incollate ENF. Pertanto, in questo lavoro tali test sono stati eseguiti in funzione delle indicazioni riportate su tale normativa, ma con una diversa geometria dovuta essenzialmente alla presenza dell'adesivo.

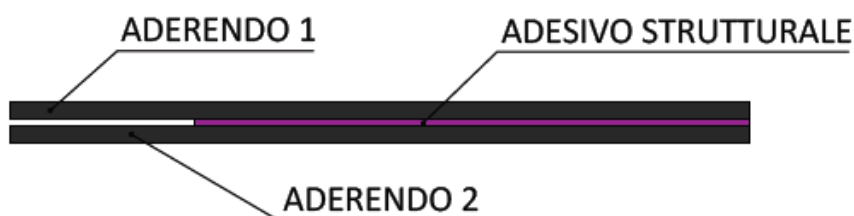


Fig. 5.10: Geometria provino ENF incollato: vista frontale.

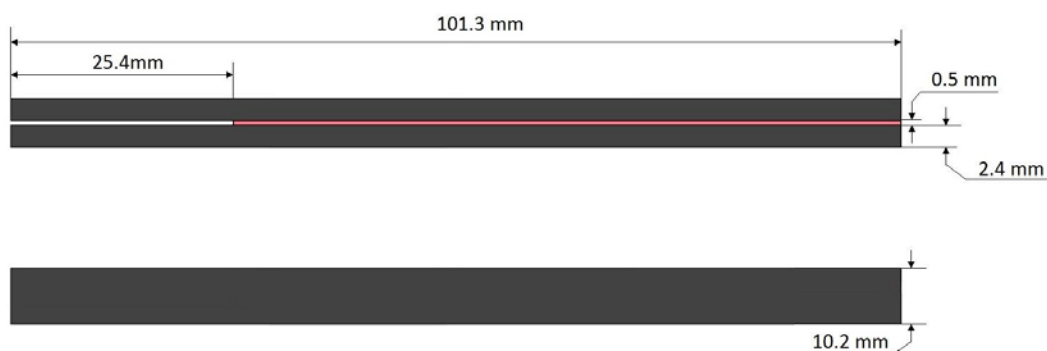


Fig. 5.11: Dimensioni nominali scelte per i provini ENF.

La prova di caratterizzazione per questa tipologia di provini consiste essenzialmente in un test a flessione su tre punti, come illustrato in Fig. 5.12. La realizzazione di un incollaggio con estensione limitata (pari a $2L - a_0$) genera una intensificazione degli sforzi nei pressi dell'apice della cricca durante il test. Eseguendo queste prove sia su giunti trattati al laser, sia su giunti non trattati, è stato possibile valutare l'influenza del trattamento laser sulla resistenza a rottura dei provini e sulla energia di frattura.

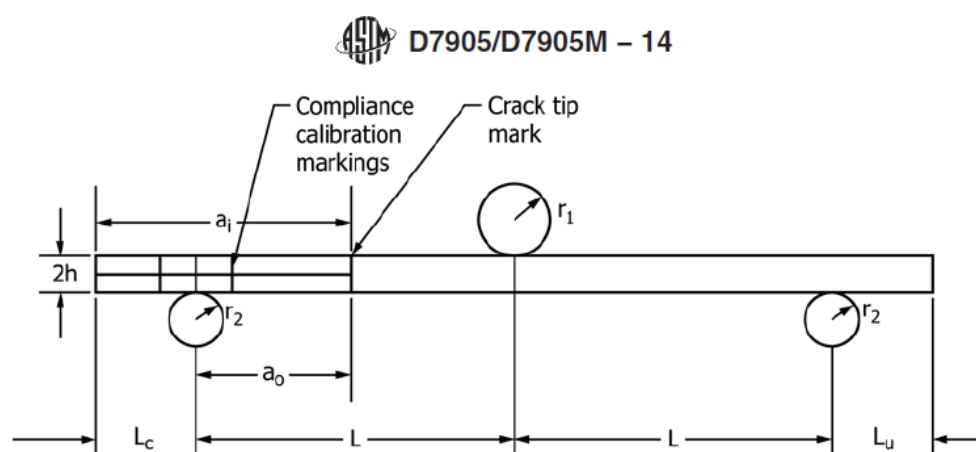


Fig. 5.12: Schema test ENF secondo ASTM D7905 [66].

5.3.2 Produzione degli aderendi

Il materiale composito utilizzato per la produzione degli aderendi in CFRP è il prepreg CYCOM751/T152, prodotto da Cytec. Tale materiale è formato da una matrice epossidica rinforzata con fibre di carbonio unidirezionali. Le proprietà meccaniche della singola lamina di prepreg sono riportate in Tabella 5.1.

Tabella 5.1: Proprietà meccaniche della singola lamina del prepreg CycomM751/T152.

Proprietà meccaniche prepreg		Valore
Modulo di Young	E_{11}	133880 MPa
Modulo di Young	E_{22}	5900 MPa
Modulo a taglio	G_{12}	12000 MPa
coefficiente di Poisson	ν_{12}	0,26
coefficiente di Poisson	ν_{23}	0,25

Lo stampo utilizzato è costituito da una piastra in alluminio di dimensioni 400 mm x 400 mm x 10 mm, come illustrato in Fig. 5.13 .

*Fig. 5.13: Stampo in alluminio utilizzato per la produzione degli aderendi.*

Come sacco per il vuoto è stato utilizzato l'Elastomax (prodotto dalla Aerovac), costituito da un materiale plastico elastomerico avente un basso rapporto tra il modulo di Young e la tensione di snervamento, in grado di garantire prestazioni accettabili fino

ad una temperatura di 200 °C. Per sigillare il sacco per il vuoto allo stampo è stato impiegato il sigillante butilico LTS90B dell'Aerovac (Fig. 5.14). Questo sigillante garantisce un'ottima adesione tra il sacco e lo stampo fino a 150 °C.

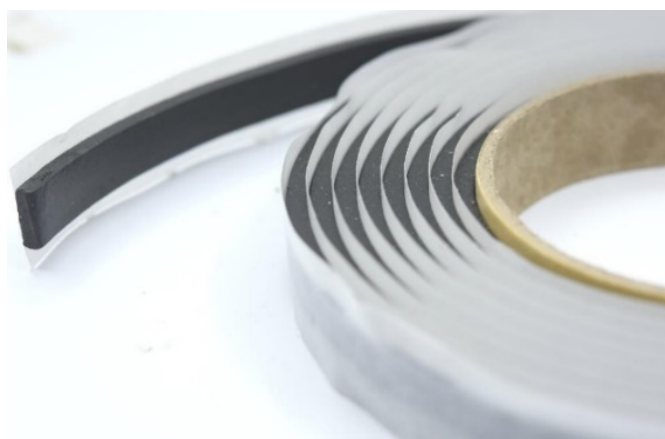


Fig. 5.14: Sigillante butilico Aerovac LTS90B, adottato per la realizzazione del sacco a vuoto.

Il bleeder è uno strato di feltro il cui utilizzo consente di favorire l'espulsione dell'aria nella fase iniziale del processo e di limitare la fuoriuscita della resina durante la successiva fase di cura in forno. In particolare, è stato impiegato il bleeder AB100 prodotto dall'Aerovac (Fig. 5.15), il cui campo di utilizzo, è limitato, in termini di temperatura, al valore di 205 °C.



Fig. 5.15 Bleeder Aerovac AB100.

Per la realizzazione del vuoto, invece, è stata utilizzata la pompa a vuoto modello RV5 della casa costruttrice Edwards (Fig. 5.16), una valvola di aspirazione e, quindi, un tubo necessario al collegamento di queste due parti.



Fig. 5.16: Pompa per il vuoto RV5 prodotta da Edwards ed adottata per il processo produttivo.

Il forno impiegato per la cura è il N120/65 HACDB della Nabertherm (Fig. 5.17), ovvero un forno a convezione a camera singola. La temperatura massima raggiungibile da questo modello è pari a 450 °C.



Fig. 5.17: Forno Nabertherm N120/65 HACDB utilizzato per la polimerizzazione degli aderendi in CFRP.

La prima operazione necessaria alla realizzazione del sacco a vuoto è consistita nella preparazione dello stampo. Al fine di evitare l'adesione della resina presente nel prepreg sulla superficie dello stampo e di facilitare l'estrazione del laminato dopo la fase di cura, lo stampo è stato trattato con il distaccante liquido TRE 45 ECO della Marbocote. L'applicazione del distaccante è stata realizzata applicando il distaccante liquido con l'ausilio di un panno di cotone secondo le modalità riportate su scheda tecnica. Successivamente si è passati al taglio del prepreg. Tale operazione è avvenuta con l'obiettivo di ottenere due laminati dalle dimensioni di 160.0 mm x 130.0 mm x 2.4 mm (contrassegnati con le lettere A e B) e un terzo laminato C dalle dimensioni di 250.0 mm x 130.0 mm x 2.4 mm. La stratificazione adottata, costituita da 13 lamine, è $[0_2, 90, 0_2, 90, \bar{0}]_s$, in riferimento al sistema di orientazione delle fibre mostrato in Fig. 5.18.

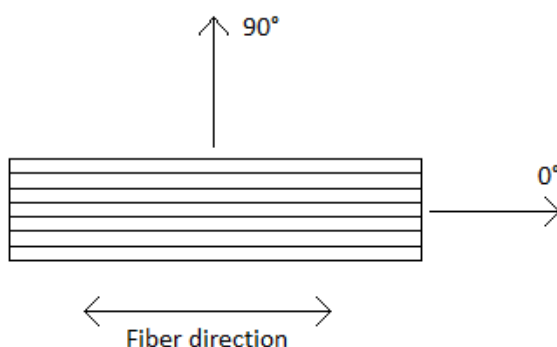


Fig. 5.18: Sistema di riferimento adottato per la definizione dell'angolo di stratificazione.

Dopo aver terminato le operazioni di taglio, la modalità di stratificazione è consistita in un *ply on ply lay-up*, dunque i tre laminati ottenuti sono stati posizionati sullo stampo, come mostrato in Fig. 5.19.

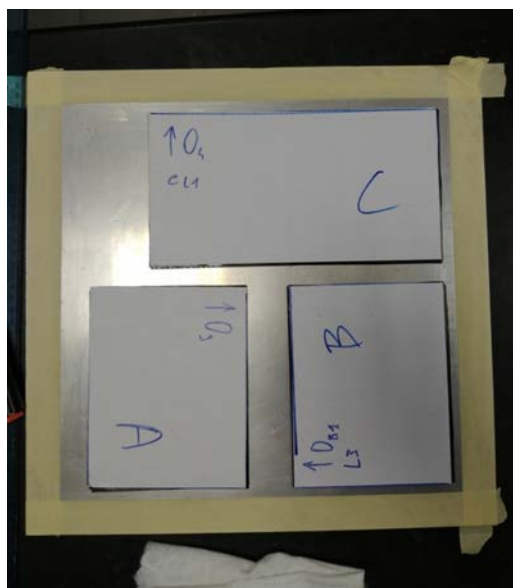


Fig. 5.19: Posizionamento delle lamine stratificate di prepreg sullo stampo.

Per realizzare una buona finitura su entrambe le facce dei laminati, sono stati utilizzati tre controstampi in alluminio, di spessore di 10 mm, avente ognuno le stesse dimensioni del rispettivo laminato su cui è stato posto, come mostrato in Fig. 5.20 .

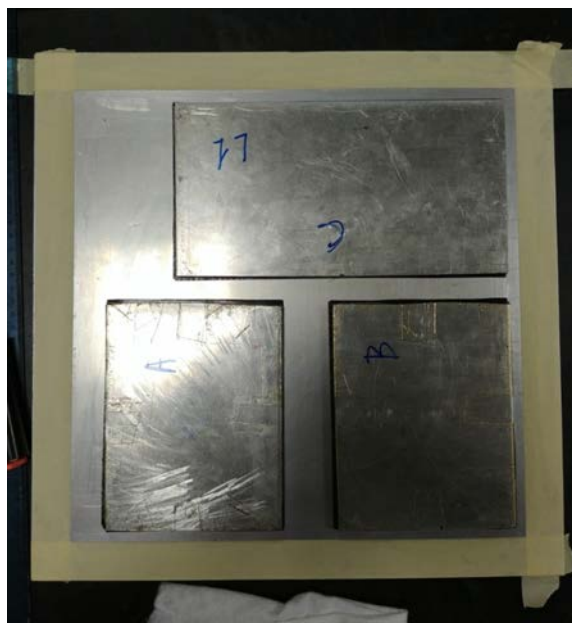


Fig. 5.20: Posizionamento dei controstampi sui laminati.

Successivamente è stato applicato un film distaccante sopra e tra i controstampi (Fig. 5.21), per evitare che la resina in eccesso vada in contatto col bleeder durante la polimerizzazione generando dei problemi di sformatura dei laminati dallo stampo.



Fig. 5.21: Posizionamento del film distaccante tra controstampo e bleeder.

Successivamente si è passati all'applicazione del bleeder, dunque alla sigillatura del sacco con il sigillante butilico. Per la realizzazione del vuoto nel sacco, è stata utilizzata una apposita valvola di aspirazione, come mostrato in Fig. 5.22.



Fig. 5.22: Applicazione del bleeder, sigillatura del sacco e applicazione della valvola per il vuoto.

A questo punto, si è passati all'applicazione del vuoto, collegando la valvola alla pompa mediante il tubo di aspirazione (Fig. 5.23). Con quest'ultima operazione è stato possibile terminare la fase di realizzazione del sacco e passare alla successiva fase di polimerizzazione in forno.

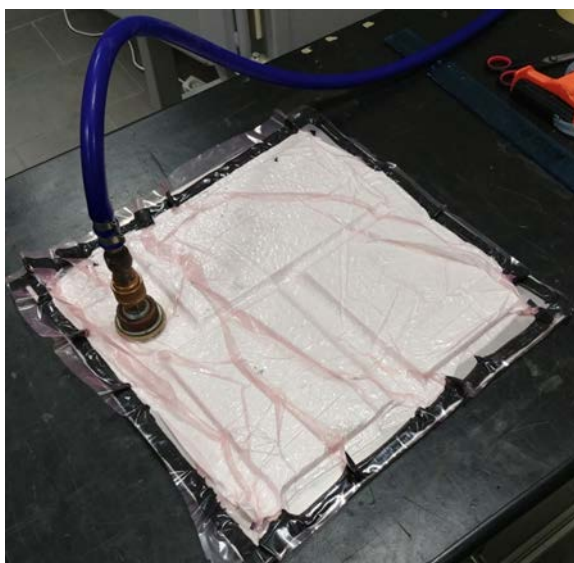


Fig. 5.23: Realizzazione del vuoto nel sacco ottenuta collegando con il tubo di aspirazione la valvola del vuoto con la pompa.

Tutto lo stampo è stato posizionato nel forno per avviare il ciclo di cura specifico del materiale utilizzato. Tale ciclo termico è costituito da una rampa di riscaldamento lineare di 2 °C/min. per 50 minuti, giungendo così ad una temperatura di 125 °C, dunque un mantenimento a questa temperatura per 120 minuti e, infine, da un raffreddamento in aria fino a temperatura ambiente (Fig. 5.24).

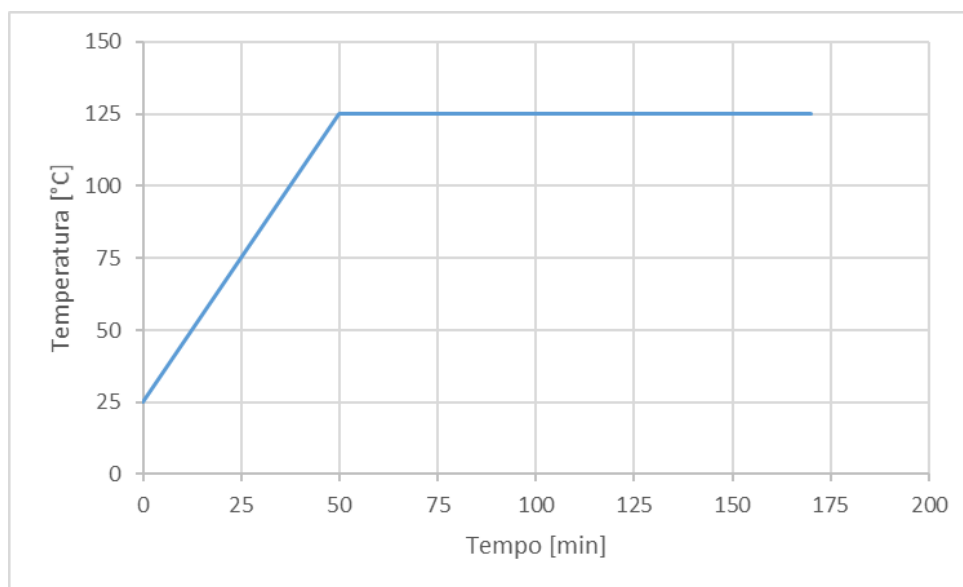


Fig. 5.24: Ciclo di cura impostato per la produzione dei laminati.

Una volta terminato il ciclo di cura si è proceduto all'estrazione dei componenti dallo stampo. I laminati ottenuti hanno mostrato una buona finitura superficiale su entrambi i lati, mentre sui bordi, invece, è stata osservata la presenza di bave, le quali sono state eliminate mediante successiva rifinitura degli stessi eseguita nella fase di taglio. Per il laminato C, è stato eseguito un taglio al fine di ottenere due laminati C₁ e C₂ uguali, dalle dimensioni di 125 x 130 mm l'uno (Fig. 5.25). Poiché sono necessari due aderendi per realizzare le giunzioni incollate, l'attività illustrata finora per la produzione dei laminati è stata ripetuta, ottenendo così un totale di 8 laminati.

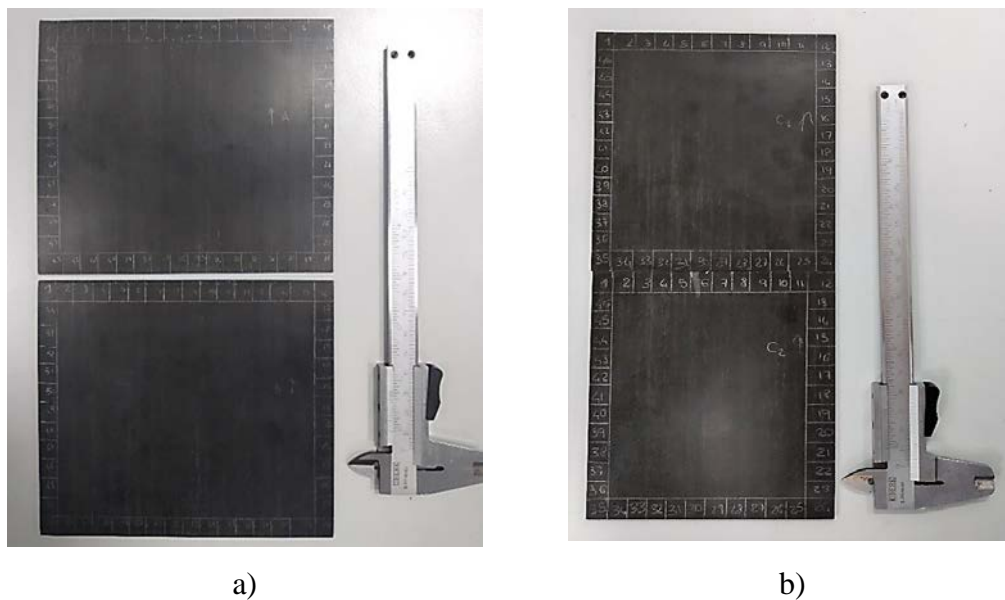


Fig. 5.25: Laminati in CFRP rifiniti: a) laminati A e B; b) laminati C₁ e C₂.

5.3.3 Definizione del laser texturing

Il laser utilizzato per l'attività sperimentale è il modello *Giotto CO₂ 25 W* della casa costruttrice *Sei Laser* (Fig. 5.26). Si tratta di un laser a CO₂ di classe 4, progettato per incidere varie tipologie di materiali, dal compensato in legno alle plastiche e ai materiali marmo-ceramici. In Tabella 5.2 sono riportate le principali caratteristiche tecniche.

Tabella 5.2: Caratteristiche tecniche del laser adottato per l'attività sperimentale.

Caratteristica	Valore
Modello	Giotto CO ₂ 25 W
Potenza nominale	> 28W
Stabilità potenza	± 5%
Picco massima potenza	> 50W
Frequenza	0 - 25 KHz
Qualità del modo	TEM ₀₀ : puro al 95%
Pompaggio	Scarica RF
Raffreddamento	Aria
Polarizzazione	Lineare 50:1
Area di lavoro	125 mm x 125 mm
Diametro dello spot	200 µm
Distanza focale	200 mm

Per l'analisi delle incisioni realizzare sugli aderendi in CFRP, è stato utilizzato un microscopio ottico Leica VMM 200 (Fig. 5.27) ed un sistema di scansione topografica non a contatto, basato sull'olografia conoscopica, denominato Conoscan 3000 e prodotto dalla Optimet (Fig. 5.28).



Fig. 5.26: Laser Giotto CO₂ 25 W.



Fig. 5.27: Microscopio ottico Leica VMM 200.



Fig. 5.28: Optimet Conoscan 3000.

Per la definizione del laser texturing, sono state realizzate una serie di lavorazioni preliminari con l'obiettivo di ottenere un trattamento accurato e ripetibile. In un primo momento si è scelto di adottare un texturing basato su solchi lineari equidistanti di un certo offset lungo la superficie del laminato. In conseguenza di tale scelta, il passo successivo è consistito nella determinazione dei parametri ottimali per la realizzazione del singolo solco i quali, una volta definiti, avrebbero permesso di svincolare l'intensità del trattamento laser dai parametri del laser stesso e renderlo funzione semplicemente di un parametro di texturing, ovvero dell'offset adottato tra i vari solchi. Partendo da osservazioni riportate in letteratura scientifica, si è scelto di fissare potenza (25W) e frequenza (25kHz) del fascio laser e di far variare semplicemente la velocità di scrittura entro i limiti nel quale si verifica ablazione nell'aderendo in CFRP. I solchi ottenuti in questo modo sono stati misurati attraverso l'utilizzo di immagini acquisite con il microscopio ottico ed una fotocamera digitale, le quali sono state rielaborate con ImageJ. I risultati ottenuti da tale analisi sono riportati in Tabella 5.3.

Tabella 5.3: Misurazioni spessore solchi realizzati in prove preliminari.

Misura	Velocità (mm/s)	Larghezza Solco (mm)
1	1190	0.048
2	991	0.051
3	793	0.065
4	721	0.068
5	661	0.071
6	610	0.081
7	566	0.084
8	528	0.091
9	466	0.095
10	417	0.106
11	360	0.112
12	305	0.126
13	255	0.148
14	203	0.183
15	152	0.215
16	100	0.266
17	50	0.375
18	25	0.467

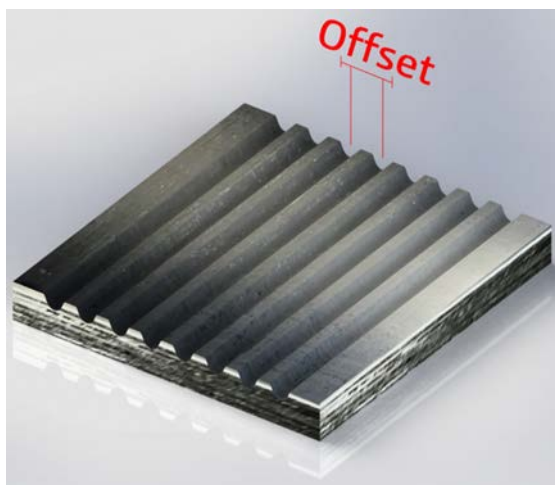


Fig. 5.29: Primo approccio di laser texturing su CFRP.

Tali misurazioni sono state ottenute realizzando i solchi longitudinalmente alla direzione delle fibre del primo ply del laminato. Successivamente si è osservato che la direzione delle fibre del primo ply influenzava in maniera non trascurabile le dimensioni e la morfologia del solco. Nello specifico, se i solchi venivano realizzati trasversalmente, la larghezza del solco non risultava sempre ben definita e ripetibile in quanto presentava un bordo corrugato, come illustrato in Fig. 5.30 e Fig. 5.31.

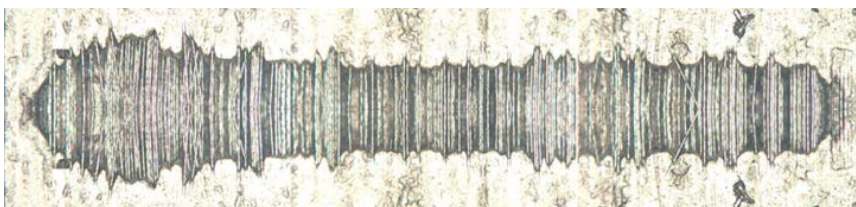


Fig. 5.30: Solco laser realizzato trasversalmente alla direzione delle fibre del primo ply dell'aderendo.

Al contrario, i solchi realizzati in direzione longitudinale alle fibre del primo ply risultavano essere più definiti e ripetibili. Tuttavia anch'essi presentavano una serie di problematiche, in quanto i livelli energetici di trattamento minimi per avviare i processi ablativi della matrice tendevano a surriscaldare il pezzo trattato, portando ad una forte rimozione della matrice (Fig. 5.32) ed in alcuni casi alla recisione del rinforzo, generando problemi di delaminazione nel primo ply che avrebbero inficiato la resistenza meccanica del giunto incollato.

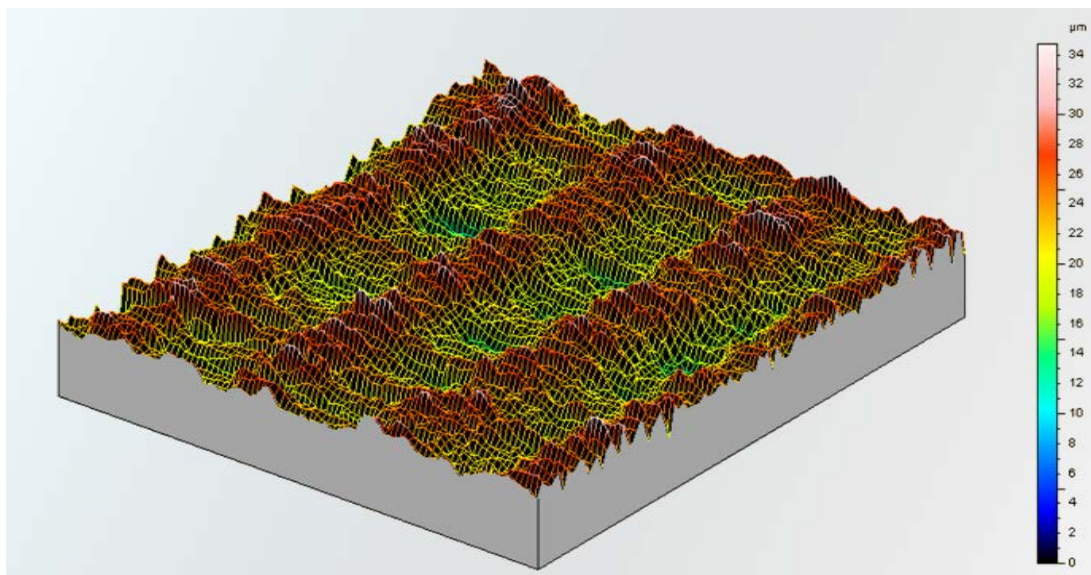


Fig. 5.31: Analisi olografica di un trattamento laser con solchi realizzati trasversalmente alle fibre: la variazione cromatica mostra come il trattamento ottenuto risulti essere poco ripetibile.

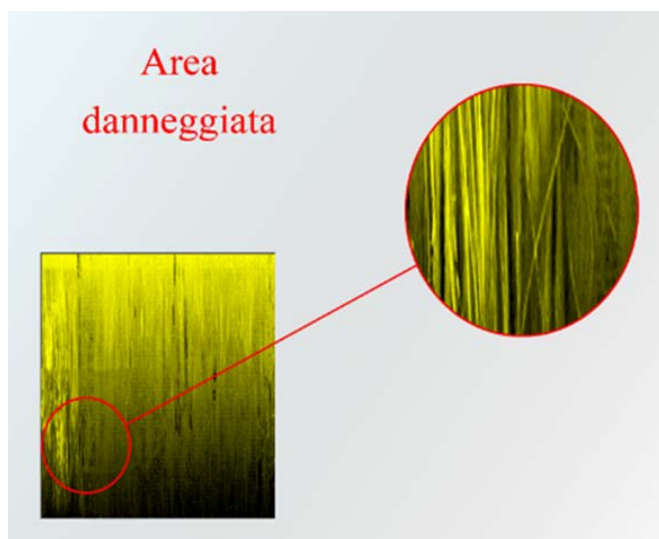


Fig. 5.32: Trattamento laser con solchi longitudinali al rinforzo: come illustrato nella circonferenza rossa, il trattamento ha completamente rimosso la matrice esponendo le fibre del primo ply totalmente all'ambiente esterno.

In virtù di tali problematiche, si è scelto di cambiare approccio di laser texturing, passando da dei solchi lineari a delle incisioni puntuali, comunemente definiti in letteratura scientifica con la dizione anglosassone di *dimples*. Dunque il primo step è consistito nella definizione dei parametri del laser necessari per ottenere la singola incisione in maniera definita e ripetibile senza andare a recidere o danneggiare il rinforzo. Tali caratteristiche sono state ottenute minimizzando la dimensione del singolo *dimple* fino a renderla pari alla dimensione dello spot del laser (200 μm). I parametri laser definiti durante questa fase, riportati in Tabella 5.4, sono tali da non danneggiare le fibre del primo ply degli aderendi.

Tabella 5.4: Parametri laser adottati per la realizzazione dei *dimples*.

Parametro	Valore
Frequenza	25 KHz
Velocità	5950 mm/s
Potenza	45% di 25 W
Durata dell'impulso	18 μs

Una volta definiti i parametri del singolo *dimple*, il nuovo approccio di laser texturing adottato è consistito in una griglia a maglia quadrata in cui i *dimples* sono collocati ai vertici della maglia, come mostrato in Fig. 5.33.

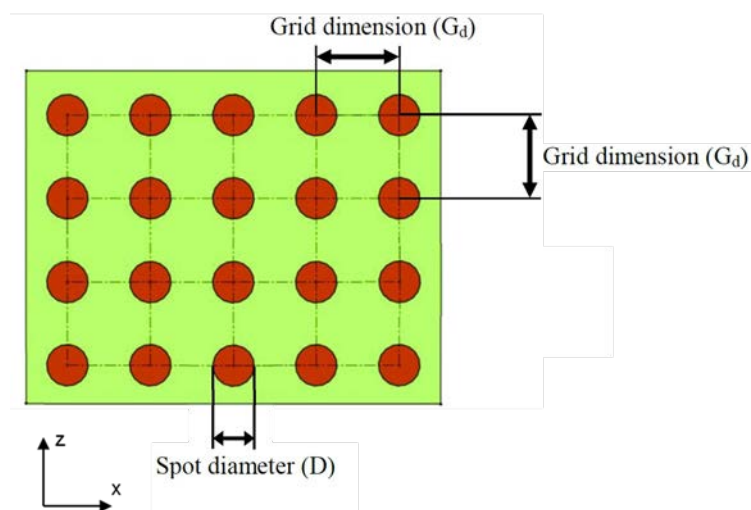


Fig. 5.33: Schema di laser texturing basato su dimples in griglia quadrata.

Successivamente al trattamento, le superfici sono state osservate mediante olografia conoscopica, la quale ha evidenziato la maggior ripetibilità di questa tipologia di laser texturing rispetto a quello basato sui solchi lineari.

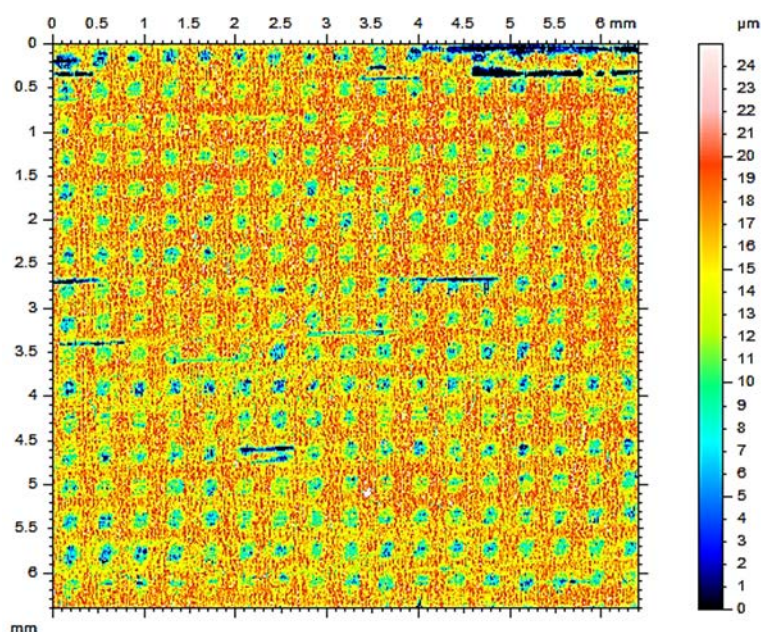


Fig. 5.34: Analisi mediante olografia conoscopica di un laminato in CFRP trattato con il laser texturing basato su dimples in griglia quadrata.

Adottando tale approccio, è possibile definire la *densità di trattamento* ρ come:

$$\rho = \frac{\pi D^2}{4G_d^2} \times 100 \quad (5.1)$$

dove per D si intende il diametro del dimple e per Gd la dimensione di griglia.

Di conseguenza, la densità del trattamento laser non è legata ai parametri di processo del laser ma ad un parametro di griglia legato al texturing.

Per i trattamenti da realizzare sugli aderendi sono stati scelti 4 livelli di trattamento, realizzando per ognuno 4 repliche, come riportato nel piano sperimentale in Tabella 5.5. La scelta dei livelli di densità di trattamento è legata all'offset tra i vari dimples, nello specifico per ottenere i valori di 13, 20 e 35, è stato adottato un offset rispettivamente di 0.5mm, 0.4mm e 0.3mm.

Tabella 5.5: Piano sperimentale adottato per indagare l'influenza del trattamento laser sulla resistenza dei giunti incollati ENF.

Livello	N° livelli	Repliche
Densità di trattamento (ρ)	0%	4
	13%	4
	20%	4
	35%	4

5.3.4 Produzione dei giunti ENF

Per la produzione dei provini ENF, si è effettuata una pulizia con acetone dei laminati, dunque sono stati realizzati i trattamenti di laser texturing con i parametri del laser ottenuti in precedenza. Una volta realizzati i trattamenti, sono stati eliminati i possibili residui della lavorazione utilizzando dell'aria compressa.

Per l'incollaggio degli aderendi sono stati utilizzati:

- un apposito stampo;
- un adesivo strutturale;
- due strisce di teflon per ogni incollaggio;

- un controstampo e un peso.

La prima operazione effettuata è consistita nella preparazione dello stampo, posizionando un film distaccante sulla sua superficie, per evitare che l'adesivo in eccesso durante il processo di incollaggio si attacchi ad esso, impedendo la successiva estrazione dei laminati. Successivamente è stato posizionato il laminato in modo tale che la faccia trattata sia rivolta verso l'alto. Per definire la lunghezza della zona di incollaggio e la lunghezza della cricca del provino, è stata utilizzata una striscia di teflon di 0.5mm di spessore e larga 25 mm. Al fine di ottenere uno strato adesivo a spessore il più costante possibile è stata posta un'altra striscia di teflon di 10 mm sul lato opposto del laminato rispetto a quella utilizzata per la cricca, come illustrato in Fig. 5.35 .



Fig. 5.35: Posizionamento laminato e strisce di teflon sullo stampo per l'incollaggio.

La fase di incollaggio è proseguita con la preparazione dell'adesivo strutturale. L'adesivo scelto per l'attività sperimentale è rappresentato dalla colla epossidica bicomponente in pasta Loctite EA 9309.3NA (Fig. 5.37), la cui scheda tecnica è riportata in APPENDICE A.



Fig. 5.36: Adesivo epossidico bicomponente in pasta EA 9309.3NA.

Una volta miscelate le due parti nelle corrette proporzioni, l'adesivo è stato applicato sulla superficie del laminato attraverso l'ausilio di una spatola, come riportato in Fig. 5.37.



Fig. 5.37: Applicazione dell'adesivo EA 9309.3NA sul laminato.

Terminata questa operazione è stato possibile porre il secondo laminato sul primo (Fig. 5.37). Il sistema così ottenuto è stato fissato utilizzando degli appositi pin presenti sullo stampo e applicando un peso sopra il laminato superiore (Fig. 5.39), permettendo così all'adesivo di fuoriuscire e raggiungere lo spessore di colla di riferimento di 0.5mm.



Fig. 5.38: Posizionamento secondo laminato.



Fig. 5.39: Fissaggio dei laminati e posizionamento del peso: da notare a fuoriuscita dell'adesivo lungo i bordi dell'incollaggio.

L'adesivo ha polimerizzato a temperatura ambiente per cinque giorni, così come riportato su scheda tecnica. Successivamente il laminato è stato estratto dallo stampo e preparato per la successiva fase di taglio, rimuovendo manualmente le strisce di teflon quattro giorni dopo l'incollaggio (Fig. 5.40). Tale procedura è stata utilizzata per tutti e quattro gli incollaggi, ognuno con un trattamento diverso come riportato nel piano sperimentale in Tabella 5.5.



Fig. 5.40: Laminati incollati ed estratti dallo stampo.

Il taglio dei provini è stato effettuato mediante disco diamantato da un operatore esperto presso l'azienda Tekno Compositi S.r.l., situata a Piedimonte San Germano (FR). In questo modo è stata asportata la cricca di 10 mm generata dal teflon di appoggio e sono stati realizzati i provini ENF delle dimensioni nominali riportate in Fig. 5.11 (un esempio di provino realizzato è mostrato in Fig. 5.41).



Fig. 5.41: Immagine di un provino ENF realizzato per l'attività sperimentale.

5.3.5 Caratterizzazione

Come specificato nella parte introduttiva del capitolo, le prove di caratterizzazione sono state realizzate prendendo spunto dalla normativa ASTM D7905 relativa a materiali alla delaminazione interlaminare di materiali compositi unidirezionali a matrice polimerica termoidurente, in quanto al giorno d'oggi non è ancora presente una normativa riguardante le giunzioni ENF incollate in CFRP. Le prove consistono in test a flessione su tre punti, i quali sono stati realizzati con una macchina di prova universale equipaggiata con una cella da 100 kN e impostando la velocità della traversa mobile pari a 5.1mm/min. I parametri geometrici adottati per i test sono riportati in Fig. 5.42.

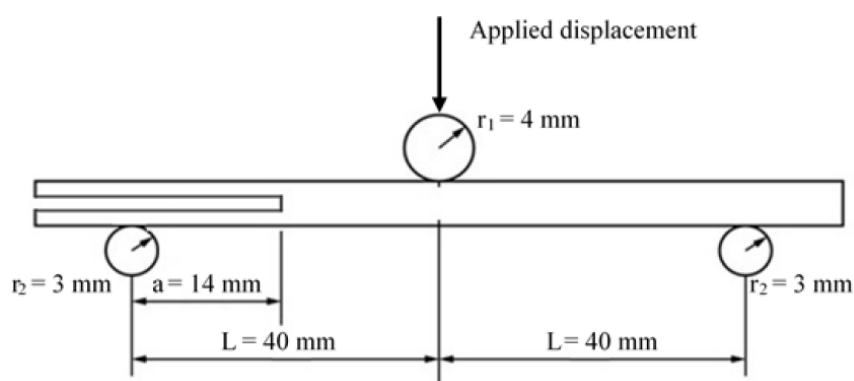


Fig. 5.42: Schema di test a flessione con dimensioni adottate.

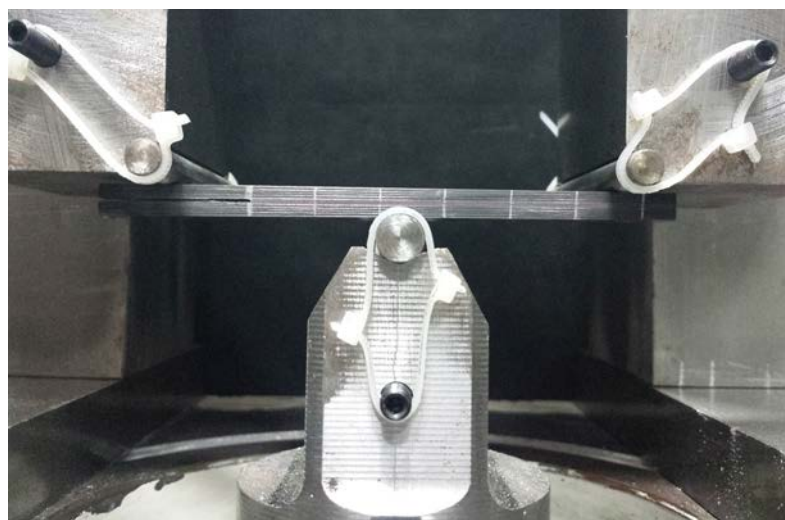


Fig. 5.43: Particolare di un provino ENF durante il test a flessione.

Dai test sono state ottenute le curve carico-spostamento, dunque il carico e lo spostamento massimo. Attraverso la conoscenza di questi e delle dimensioni del provino, è stato possibile ottenere l'energia di frattura in modo II utilizzando la seguente relazione [67]:

$$G_{IIc} = \frac{9a^2 F_c \delta_c}{2b(2L^3 + 3a^3)} \quad (5.2)$$

dove per a si intende la lunghezza della cricca, per F_c e δ_c il carico e lo spostamento massimo, per b la larghezza del provino e per L la semidistanza tra gli appoggi.

5.4 Analisi dei risultati

Il primo step dell'analisi dei risultati è consistito nella osservazione della modalità di rottura osservata sui provini e nella loro classificazione secondo normativa ASTM D5573 (descritta nel paragrafo 3.1). Nello specifico, si è osservato che i provini trattati con una densità di trattamento superiore del 13% hanno mostrato rotture del tipo *stock-break*, come riportato in Fig. 5.44, ovvero l'elemento che ha ceduto in questi è stato l'aderendo. Infatti, il trattamento ha comportato una resistenza dell'interfaccia adesivo-aderendo superiore alla resistenza alla delaminazione degli stessi aderendi. Invece nel caso di provini non trattati si sono osservate rotture del tipo *adhesive*, come

mostrato in Fig. 5.45, dove a cedere in questi provini è stata l'interfaccia adesivo-aderendo.



Fig. 5.44: Rottura del tipo stock-break di un provino ENF trattato con densità di trattamento pari al 20%; tutti i provini trattati con densità superiore al 13% hanno mostrato questa tipologia di rottura.

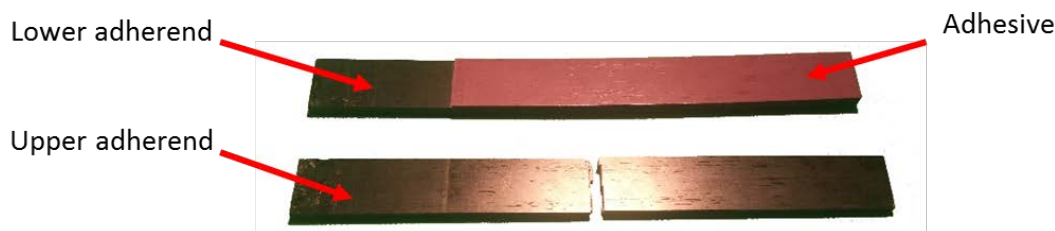


Fig. 5.45: Rottura di tipo adhesive di un provino ENF non trattato.

Analizzando i provini trattati con una densità di trattamento del 13%, una metà di questi ha mostrato rotture di tipo adhesive mentre l'altra metà ha mostrato rotture di tipo stock-break. In conseguenza di ciò, è possibile affermare che questo trattamento rappresenta la condizione limite, al di sopra della quale le modalità di rottura in modo II passano da adhesive a stock-break. In Fig. 5.46 sono riportati i risultati sperimentali, nello specifico l'energia di frattura è stata calcolata utilizzando l'eq. (5.2).

Il trattamento laser ha comportato un forte incremento delle proprietà meccaniche della giunzione, con un incremento di resistenza media di circa l'80% tra i casi di provini trattati e provini non trattati (Fig. 5.47). Tuttavia l'effetto mostrato dalla densità di trattamento sull'energia di frattura del giunto ha mostrato un andamento crescente-descrescente, con il valore massimo ottenuto con una densità di trattamento del 20%. Probabilmente densità di trattamento troppo superiori alla condizione limite del 13% possono danneggiare l'aderendo, riducendo la sua resistenza meccanica,

mentre trattamenti inferiori non permettono di ottenere una giunzione affidabile. Di conseguenza, è possibile ottimizzare il processo investigando ulteriormente la posizione di questo punto di massimo, probabilmente collocato tra una densità del 13% e del 20%, andando così a minimizzare il danneggiamento termico dell'aderendo e massimizzare la resistenza dell'interfaccia adesivo-aderendo.

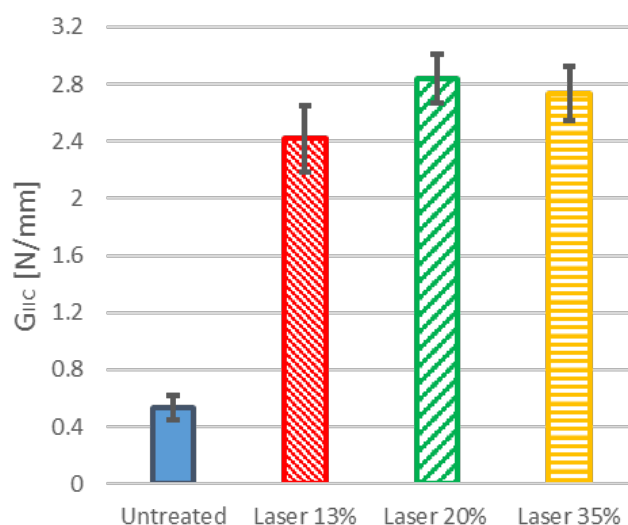


Fig. 5.46: Risultati sperimentali test ENF: istogrammi energia di frattura-densità di trattamento.

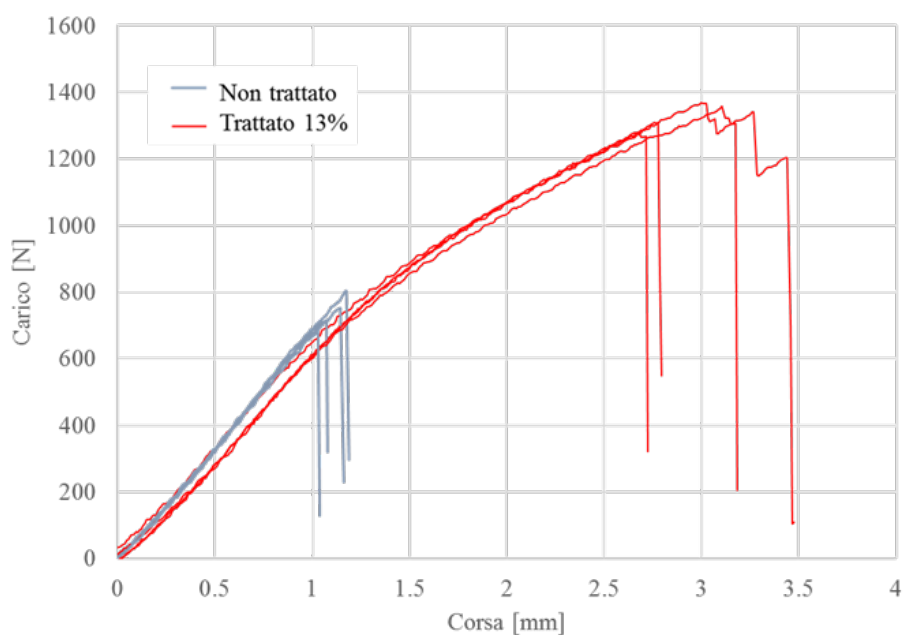


Fig. 5.47: Confronto curve carico-spostamento tra provini non trattati e trattati al 13%.

CAPITOLO 6. MODELLAZIONE

FEM DI GIUNZIONI INCOLLATE

6.1 Approcci utilizzati in letteratura

I primi approcci per l'analisi delle sollecitazioni in giunzioni incollate sono stati di tipo analitico. Tali analisi erano effettuate attraverso un approccio semplificato, considerando la tensione media normale e di taglio per la stima della resistenza meccanica della giunzione incollata, a seconda della tipologia di sollecitazione che si verificava nel giunto (taglio o trazione/compressione) mediante le relazioni:

$$\tau = \frac{F}{A} ; \sigma = \frac{F}{A} \quad (6.1)$$

in cui F è il carico agente e A è l'area della zona di sovrapposizione.

In realtà, tale approccio risulta spesso essere troppo semplificato, in quanto non tiene conto della presenza o meno di singolarità del campo di sforzo elastico che viene ad instaurarsi nella giunzione. Tali singolarità generalmente sono dovute alla geometria del giunto (in particolare in presenza di spigoli, dove si verificano i picchi di tensione) e alla discontinuità del materiale (aderendo-adesivo).

Diversi studiosi si sono cimentati nella determinazione dell'analisi degli sforzi in giunti incollati, dando vita a modelli analitici più o meno semplificati e, quindi, più o meno accurati e complessi. Una ipotesi di base che accomuna la maggior parte dei modelli descritti in letteratura (oltre a tutti quelli riportati nel presente paragrafo), ma non sempre applicabile ai casi reali, è quella che prevede un comportamento lineare-elastico dell'adesivo.

Per semplicità di trattazione prendiamo ad esempio le giunzioni incollate single-lap, in cui l'adesivo risulta essere sollecitato con una tensione tangenziale τ_{xy} e ad una

tensione normale σ (di peel), variabili entrambi sia lungo la zona di contatto aderendo-adesivo, sia lungo lo spessore della giunzione. Il modello che è alla base delle moderne teorie che hanno l'obiettivo di determinare lo stato di sollecitazione all'interno dell'adesivo di giunti bilanciati *single-lap* con aderendi costituiti da materiali isotropi è quello di *Goland e Reissner* [68,69]. Questi ultimi, oltre a non considerare le singolarità di tensione che si presentano alle estremità della zona di sovrapposizione, considerano trascurabile la deformazione a taglio degli aderendi rispetto a quella normale longitudinale. La conseguenza principale di tali ipotesi molto forti e semplificative è quella per la quale il risultato previsto dai due autori si può discostare anche fino al 30% da quello previsto da teorie più recenti e complete. Tuttavia, tale trattazione è ancora largamente accettata e utilizzata, con opportuni coefficienti di sicurezza, per la sua elevata semplicità. Il modello di Goland e Reissner fu perfezionato da vari autori i quali, successivamente, fornirono anche le basi per la determinazione delle tensioni nel caso di aderendi diversi tra loro. Di seguito, quindi, si farà riferimento alla trattazione di Wu [70].

6.1.1 Il modello di Wu

Il modello geometrico utilizzato da Wu prevede due lamine di spessore h , di larghezza unitaria e di lunghezza $c+2l$, dove $2l$ è la lunghezza della zona di sovrapposizione (*overlap*). Lo strato adesivo (con modulo di Young E_a e coefficiente di Poisson ν_a) è di spessore η , molto piccolo rispetto a quello delle lamine. I due aderendi, costituiti dallo stesso materiale isotropo con modulo di Young (E) e coefficiente di Poisson (ν), sono appoggiati alle estremità e soggetti ad un carico di trazione per unità di larghezza T , la cui eccentricità è indicata dall'angolo α .

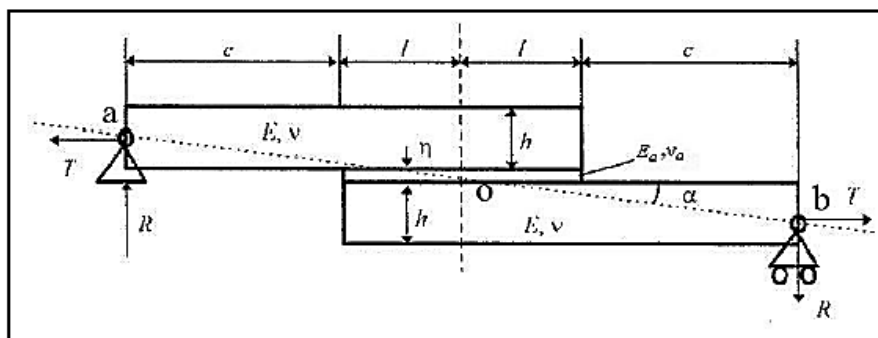


Fig. 6.1: Geometria del giunto di riferimento per il modello di Wu [70].

Per poter determinare le tensioni nell'adesivo è possibile ipotizzare uno stato di deformazione piana, in quanto lo spessore dell'adesivo risulta essere trascurabile rispetto alla larghezza degli aderendi. Successivamente, è necessario risolvere il problema del calcolo dei carichi alle estremità della giunzione, applicando la teoria delle travi o delle piastre in flessione. A tal fine è opportuno introdurre due sistemi di coordinate $(x_1; y_1)$ e $(x; y)$ al fine di poter studiare le deformazioni.

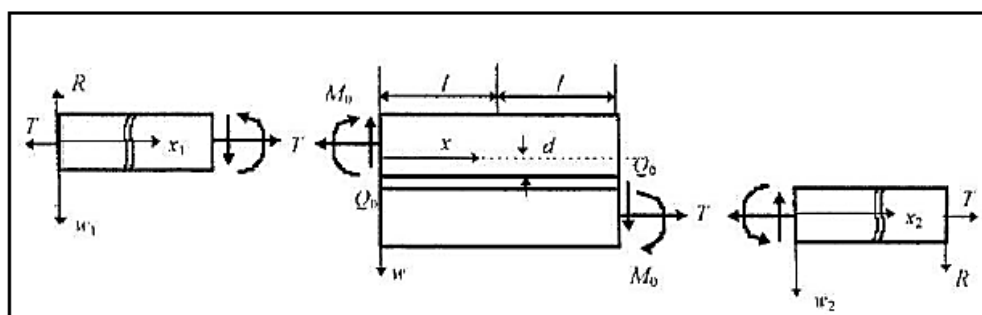


Fig. 6.2: Schema del corpo libero per il calcolo delle sollecitazioni alle estremità della giunzione.

La reazione vincolare alle estremità della giunzione risulta essere pari a

$$R = \alpha T \quad (6.2)$$

considerando opportunamente la direzione a o b della forza applicata. L'angolo α può essere approssimato applicando la seguente relazione:

$$\alpha = \frac{(h+\eta)}{2(l+c)} \quad (6.3)$$

Indicando con M_I ed M rispettivamente il momento flettente dell'aderendo superiore e il momento flettente nella giunzione (cioè all'interno dell'area di sovrapposizione) entrambi per unità di larghezza si ha:

$$M_I = T(\alpha x_1 - w_1) \quad 0 \leq x_1 \leq c \quad (6.4)$$

$$M = T \left(\alpha(c+x) - w - \frac{h+\eta}{2} \right) \quad 0 \leq x \leq 2l \quad (6.5)$$

In Fig. 6.3 si riportano le convenzioni adottate per i valori positivi del momento M , dello sforzo normale N e per il taglio Q .

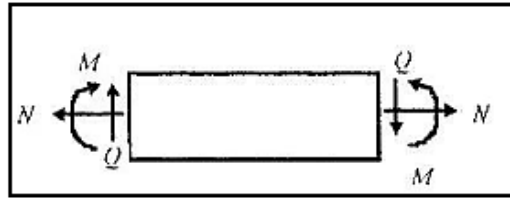


Fig. 6.3: Convenzioni adottate per i segni di M , N e Q .

Facendo riferimento alla teoria delle piastre sottili in flessione (nella quale è possibile ipotizzare che gli spostamenti e le rotazioni sono funzione soltanto di x), le curvature dell'aderendo superiore e del giunto possono essere espresse mediante le seguenti equazioni differenziali:

$$\frac{d^2 w_1}{dx_1^2} = -\frac{M_I}{D_1} = -\frac{T}{D_1}(\alpha x_1 - w_1) \quad 0 \leq x_1 \leq c \quad (6.6)$$

$$\frac{d^2 w}{dx^2} = -\frac{M}{D} = -\frac{T}{D} \left(\alpha(c+x) - w - \frac{h+\eta}{2} \right) \quad 0 \leq x \leq 2l \quad (6.7)$$

dove D_I e D sono le rigidità flessionali dell'aderendo e del giunto, le quali sono rispettivamente pari a:

$$D_I = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (6.8)$$

$$D = \frac{Eh^3}{3(1-\nu^2)} + \left(\frac{1}{2}h\eta^2 + h^2\eta \right) \frac{E}{(1-\nu^2)} + \frac{E_a\eta^3}{12(1-\nu_a^2)} \quad (6.9)$$

Le soluzioni delle equazioni (6.6) e (6.7) possono essere così espresse:

$$w_1 = A_1 \cosh(\mu_1 x_1) + B_1 \sinh(\mu_1 x_1) + ax_1 \quad 0 \leq x_1 \leq c \quad (6.10)$$

$$w = A \cosh(\mu x) + B \sinh(\mu x) + a(c+x) - \frac{h+\eta}{2} \quad 0 \leq x \leq 2l \quad (6.11)$$

con:

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{T}{D_1}} ; \mu = \sqrt{\frac{T}{D}} \quad (6.12)$$

Le costanti di integrazione A_1 , B_1 , A e B possono essere determinate imponendo le condizioni al contorno del problema, ossia:

- Abbassamento a sinistra della lamina superiore nullo $\rightarrow w_1(0) = 0$;
- Abbassamento a destra del giunto nullo $\rightarrow w(c) = 0$;
- Abbassamento a destra della lamina superiore uguale a quello a sinistra del giunto $\rightarrow w_1(c) = w(0)$;
- Rotazione a destra della lamina superiore uguale a quella a sinistra del giunto $\rightarrow \frac{dw_1(c)}{dx_1} = \frac{dw(0)}{dx}$.

In questo modo è possibile ottenere:

$$A_1 = 0, \quad B_1 = -\frac{h+\eta}{2} \frac{\cosh(\mu l)}{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l) + \frac{\mu_1}{\mu} \cosh(\mu_1 c) \sinh(\mu l)}. \quad (6.13)$$

Per il proseguo della descrizione del modello non è necessario determinare le costanti A e B . Il momento M_0 e il taglio Q_0 al bordo della zona di sovrapposizione dunque valgono:

$$\begin{aligned}
M_0 &= M_1|_{x_1=c} = T(\alpha c - w_1(c)) = \\
&= \frac{(h+\eta)T}{2} \frac{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l)}{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l) + \frac{\mu_1}{\mu} \cosh(\mu_1 c) \sinh(\mu l)}
\end{aligned} \tag{6.14}$$

$$\begin{aligned}
Q_0 &= Q_1|_{x_1=c} = \frac{dM_1}{dx_1}|_{x_1=c} = T\left(\alpha - \frac{dw_1(c)}{dx_1}\right) = \\
&= \frac{(h+\eta)T}{2} \frac{\mu \cosh(\mu_1 c) \cosh(\mu l)}{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l) + \frac{\mu_1}{\mu} \cosh(\mu_1 c) \sinh(\mu l)}
\end{aligned} \tag{6.15}$$

Introducendo il parametro adimensionale k , definito come:

$$k = \frac{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l)}{\sinh(\mu_1 c) \cosh(\mu l) + \frac{\mu_1}{\mu} \cosh(\mu_1 c) \sinh(\mu l)} \tag{6.16}$$

allora la (6.14) e (6.15) possono essere così espresse:

$$M_0 = \frac{h+\eta}{2} k ; \tag{6.17}$$

$$Q_0 = \frac{h+\eta}{2} k \frac{\cosh(\mu_1 c)}{\sinh(\mu_1 c)}. \tag{6.18}$$

Essendo $\eta \ll h$ e $\sinh(\mu_1 c) \approx \cosh(\mu_1 c)$, le equazioni del momento e del taglio diventano:

$$M_0 = \frac{T}{2} k \tag{6.19}$$

$$Q_0 = \mu_1 M_0 \tag{6.20}$$

dove μ_1 e k sono pari a:

$$\mu_1 = \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{Eh^3}}, \quad (6.21)$$

$$k = \frac{1}{1 + 2\sqrt{2} \tanh\left(\frac{\mu_1 l}{2\sqrt{2}}\right)}. \quad (6.22)$$

A questo punto è possibile passare alla determinazione delle tensioni, ipotizzando che la deformazione trasversale e la deformazione a taglio negli aderendi siano piccole rispetto a quelle nell'adesivo. Si assume, quindi, che le deformazioni negli aderendi sono dovute solamente alle sollecitazioni longitudinali σ_x . Le sollecitazioni di taglio τ_a e trasversale normale σ_a nell'adesivo, inoltre, sono assunte costanti lungo lo spessore. Si riportano in Fig. 6.4 le convenzioni positive dei segni per segni per i momenti e per le forze, facendo riferimento a elementi infinitesimi di lunghezza dx e spessore $(h+\eta/20)$.

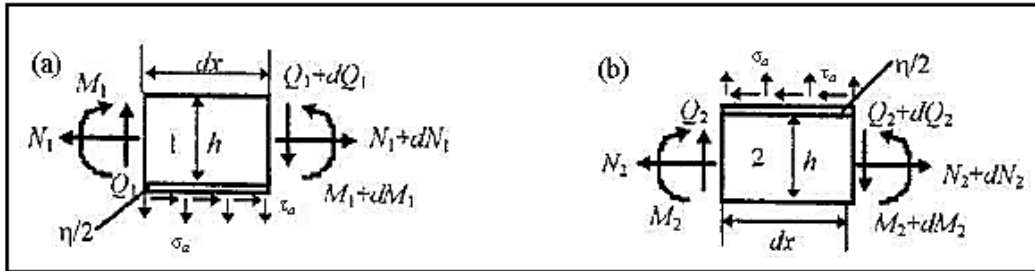


Fig. 6.4: Volume elementare con bilancio di sollecitazioni relativo a: a) lamina 1; b) lamina 2.

Le equazioni che soddisfano gli equilibri alla traslazione orizzontale, verticale e alla rotazione per l'aderendo superiore sono, rispettivamente:

$$\frac{dN_1}{dx} = -\tau_a, \quad \frac{dQ_1}{dx} = -\sigma_a, \quad \frac{dM_1}{dx} = Q_1 - \tau_a \left(\frac{h+\eta}{2} \right). \quad (6.23)$$

Per l'aderendo inferiore, invece, si ha:

$$\frac{dN_2}{dx} = -\tau_a, \quad \frac{dQ_2}{dx} = \sigma_a, \quad \frac{dM_2}{dx} = Q_2 - \tau_a \left(\frac{h+\eta}{2} \right) \quad (6.24)$$

Facendo riferimento alla teoria delle piastre in flessione e ricordando che si sono indicati con w_1 e con w_2 gli abbassamenti degli aderendi superiore ed inferiore rispettivamente, è possibile esprimere le curvature mediante le seguenti relazioni:

$$\frac{d^2 w_1}{dx^2} = -\frac{M_1}{D_1}, \quad \frac{d^2 w_2}{dx^2} = -\frac{M_2}{D_2} \quad (6.25)$$

dove D_1 e D_2 sono le rigidità flessionali pari a:

$$D_1 = D_2 = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (6.26)$$

Ponendo pari, rispettivamente a u_1 e a u_2 lo spostamento longitudinale della superficie a contatto con lo strato adesivo delle lamine 1 e 2, le relazioni che legano, compatibilmente con l'ipotesi di deformazione piana, le tensioni alle deformazioni sono:

$$\frac{du_1}{dx} = \frac{1-\nu^2}{E} \left(\frac{N_1}{h} + \frac{6M_1}{h^2} \right), \quad \frac{du_2}{dx} = \frac{1-\nu^2}{E} \left(\frac{N_2}{h} + \frac{6M_2}{h^2} \right) \quad (6.27)$$

A questo punto, in ipotesi di comportamento lineare-elastico dell'adesivo, è possibile ottenere le relazioni che legano tensioni e spostamenti:

$$\tau_a = G_a \frac{u_2 - u_1}{\eta} \quad (6.28)$$

$$\sigma_a = E_a \frac{w_2 - w_1}{\eta} \quad (6.29)$$

dove G_a è il modulo di taglio dell'adesivo.

A questo punto è possibile imporre le condizioni al contorno al bordo della zona di adesione:

$$\begin{cases} M_1 = 0, & Q_1 = 0, & N_1 = 0 \\ M_2 = -M_0, & Q_2 = Q_0, & N_2 = T \end{cases} \quad x = l \quad (6.30)$$

$$\begin{cases} M_1 = M_0, & Q_1 = Q_0, & N_1 = T \\ M_2 = 0, & Q_2 = 0, & N_2 = 0 \end{cases} \quad x = -l \quad (6.31)$$

Dalle equazioni (6.23)-(6.29), andando a derivare tre volte rispetto a x l'espressione di τ_a mostrata nella relazione (6.29) si ottiene:

$$\frac{d\tau_a}{dx} = \frac{G_a}{\eta} \left(\frac{du_2}{dx} + \frac{du_1}{dx} \right) = \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{E} \left(\left(\frac{N_2}{h} - \frac{6M_2}{h^2} \right) - \left(\frac{N_1}{h} - \frac{6M_1}{h^2} \right) \right), \quad (6.32)$$

$$\begin{aligned} \frac{d^2\tau_a}{dx^2} &= \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(\frac{dN_2}{dx} - \frac{6}{h} \frac{dM_2}{dx} - \frac{dN_1}{dx} - \frac{6}{h} \frac{dM_1}{dx} \right) = \\ &= \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(\tau_a - \frac{6}{h} \left(Q_2 - \tau_a \frac{h+\eta}{2} \right) + \tau_a - \frac{6}{h} \left(Q_1 - \tau_a \frac{h+\eta}{2} \right) \right) = \\ &= \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(2\tau_a + \frac{6}{h} \tau_a (h+\eta) - \frac{6}{h} Q_2 - \frac{6}{h} Q_1 \right) \end{aligned} \quad (6.33)$$

$$\frac{d^3\tau_a}{dx^3} = \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(2 \frac{d\tau_a}{dx} + \frac{6}{h} \frac{d\tau_a}{dx} (h+\eta) - \frac{6}{h} \frac{dQ_2}{dx} - \frac{6}{h} \frac{dQ_1}{dx} \right) = \quad (6.34)$$

Ponendo

$$\beta^2 = \frac{1-\nu^2}{E} \frac{8G_a}{\eta h} \quad (6.35)$$

ed essendo $\eta \ll h$ la (6.34) può essere riscritta come:

$$\frac{d^3\tau_a}{dx^3} - \beta^2 \frac{d\tau_a}{dx} = 0 \quad (6.36)$$

Derivando quattro volte rispetto a x l'espressione di σ_a (6.31) si ottiene:

$$\frac{d^2\sigma_a}{dx^2} = \frac{E_a}{\eta} \left(\frac{d^2w_2}{dx^2} - \frac{d^2w_1}{dx^2} \right) = \frac{E_a}{\eta} \left(-\frac{M_2}{D_2} + \frac{M_1}{D_1} \right) = \frac{E_a}{\eta} \frac{12(1-\nu^2)}{Eh^3} (M_1 - M_2) \quad (6.37)$$

$$\begin{aligned} \frac{d^3\sigma_a}{dx^3} &= \frac{E_a}{\eta} \frac{12(1-\nu^2)}{Eh^3} \left(\frac{dM_1}{dx} - \frac{dM_2}{dx} \right) = \\ &= \frac{E_a}{\eta} \frac{12(1-\nu^2)}{Eh^3} \left(Q_1 - \tau_a \left(\frac{h+\eta}{2} \right) - Q_2 - \tau_a \left(\frac{h+\eta}{2} \right) \right) \end{aligned} \quad (6.38)$$

$$\frac{d^4\sigma_a}{dx^4} = \frac{E_a}{\eta} \frac{12(1-\nu^2)}{Eh^3} \left(\frac{dQ_1}{dx} - \frac{dQ_2}{dx} \right) \quad (6.39)$$

Ponendo:

$$\gamma^4 = \frac{6(1-\nu^2)E_a h}{E\eta} \quad (6.40)$$

ed essendo $\eta \ll h$ la (6.39) può essere riscritta come:

$$\frac{d^4 \sigma_a}{dx^4} + \left(\frac{\gamma}{h}\right)^4 \sigma_a = 0 \quad (6.41)$$

Le sollecitazioni nell'adesivo, dunque, sono tali da soddisfare le equazioni differenziali (6.36) e (6.41). Le condizioni al contorno (6.31), tenendo conto delle derivazioni effettuate, possono essere riscritte, per τ_a , nel seguente modo:

$$\frac{d\tau_a}{dx} = \mp \frac{G_a}{\eta} \frac{1-\nu^2}{E} \left(\frac{T}{h} + \frac{6M_0}{h^2} \right), \quad x = \pm l, \quad (6.42)$$

mentre la condizione di equilibrio è

$$\int_{-l}^l \tau_a dx = T \quad (6.43)$$

Per σ_a , invece:

$$\frac{d^2 \sigma_a}{dx^2} = \frac{E_a}{\eta D_1} M_0 \quad (6.44)$$

$$\frac{d^3 \sigma_a}{dx^3} = \mp \frac{E_a}{\eta D_1} Q_0 \quad (6.45)$$

Per le equazioni (6.42) e (6.45), le soluzioni delle (6.36) e (6.41) sono, rispettivamente:

$$\frac{\tau_a l}{T} = \frac{1}{8} \left(\frac{\beta l}{h} (1+3k) \frac{\cosh\left(\frac{\beta l}{h} \frac{x}{l}\right)}{\sinh\left(\frac{\beta l}{h}\right)} + 3(1-k) \right), \quad (6.46)$$

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_a l^2}{Th} = & \frac{1}{\Delta} \left(\left(R_1 \lambda^2 \frac{k}{2} + \lambda k' \sin \lambda \sinh \lambda \right) \sin \lambda \frac{x}{l} \sinh \lambda \frac{x}{l} \right) + \\ & + \frac{1}{\Delta} \left(\left(R_2 \lambda^2 \frac{k}{2} + \cosh \lambda \right) \cos \lambda \frac{x}{l} \cosh \lambda \frac{x}{l} \right) \end{aligned} \quad (6.47)$$

$$k' = kl \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)T}{Eh^3} \frac{\cosh(\mu_1 c)}{\sinh(\mu_1 c)}} \quad (6.48)$$

$$\lambda = \frac{l}{h} \gamma \quad (6.49)$$

$$R_1 = \cos \lambda \sin \lambda \cos \lambda \quad (6.50)$$

$$R_2 = \sin \lambda \sin \lambda \sin \lambda \quad (6.51)$$

$$\Delta = \frac{1}{2} (\sinh 2\lambda + \sin 2\lambda) \quad (6.52)$$

6.1.2 Panoramica dei modelli successivi

Uno dei limiti del modello analizzato è sicuramente quello di riferirsi esclusivamente a giunzioni *single-lap*. In tal senso, un passo in avanti è stato compiuto da Zou et al [71]. Infatti, il loro modello analitico consente di determinare gli andamenti delle tensioni medie nel piano medio dell'adesivo per differenti condizioni di carico e geometriche (come i casi dei *single-strap joint* e *stiffened joint*) particolarizzando, in riferimento alla casistica in esame, le condizioni al contorno. Un altro vantaggio che offre tale modello è quello di poter essere applicato anche a giunti con aderendi in materiale composito. Tuttavia, non contemplando le singolarità geometriche, tale modello non prevede l'annullarsi della tensione di taglio ai bordi della zona di sovrapposizione (condizione necessaria per il verificarsi della trazione libera). Tale aspetto è, infatti, apprezzabile solo facendo riferimento a un modello numerico FEM.

Langella et al [72] migliorarono il modello di Zou et al. [71] tenendo conto dell'influenza della lunghezza degli aderendi all'esterno della zona di sovrapposizione. Anche in tal caso, però, il limite principale del modello è quello di non considerare la cedevolezza al taglio trasversale degli aderendi, fattore che, nel caso di aderendi formati da laminati compositi, non può essere assolutamente trascurato.

I modelli di cui si è discusso finora, infatti, si basano tutti sulla teoria classica della laminazione (*CPT – Classical Plate Theory*), equivalente al modello di piastra di

Kirchhoff in cui si assume che la sezione trasversale resta piana e ortogonale alla linea elastica anche nella configurazione deformata. Ciò comporta che la deformazione trasversale lungo lo spessore è nulla e che la rotazione della superficie trasversale è pari alla tangente della linea elastica in ogni punto. Il modello di Kirchhoff, infatti, rappresenta una estensione del modello di trave di Eulero-Bernoulli al caso bidimensionale.

Un primo tentativo nel considerare gli effetti della cedevolezza al taglio trasversale è stato eseguito da Mindlin [73], il quale ha elaborato un modello analitico ipotizzando un andamento lineare degli spostamenti lungo lo spessore della piastra e, quindi, la costanza delle deformazioni al taglio trasversale, in accordo con la *FSDT* (*first order shear deformation plate theory*). Pertanto, la sezione trasversale della piastra continua a restare piana nella configurazione deformata, ma non più ortogonale alla linea elastica. Questa teoria è un'estensione del modello di *Timoshenko* al caso bidimensionale.

Tuttavia, la teoria che è più utilizzata per cercare di approssimare in maniera più fedele possibile alla realtà le deformazioni al taglio trasversale è quella proposta da J. N. Reddy [74], indicata con l'acronimo *HSDT* (*Higher Order Shear Deformation plate Theory*). L'ipotesi base di tale teoria è che gli spostamenti lungo lo spessore della piastra sono descritti da un andamento non lineare, di tipo polinomiale.

Se l'adesione alle ipotesi della *CPT* si è rivelata molto soddisfacente per i tentativi atti a migliorare i modelli analitici per giunti incollati in materiali metallici (come mostrato dai lavori di Tsai et al. [75], perfezionati da Zhao et al. [76], i quali riuscirono a prevedere, alla stessa maniera di un modello numerico, l'azzerarsi della tensione di taglio alle estremità della zona di sovrapposizione), lo stesso non può dirsi in riferimento ad aderendi in materiale composito. Ciò è stato dimostrato nel 2008 da Luo e Tong [77], i quali hanno proposto due modelli analitici basati l'uno sulle ipotesi della trave di Eulero-Bernoulli, l'altro sulle ipotesi di Timoshenko (in adesione, quindi, alla *FSDT*). Applicando entrambi i modelli al caso di giunti con laminati in materiale composito si è visto che nel primo caso (e a differenza del secondo), non si riescono a cogliere gli effetti delle non linearità alle estremità della zona di sovrapposizione, né a replicare fedelmente l'andamento delle tensioni di peeling rispetto a quelle ottenute da un modello numerico FEM.

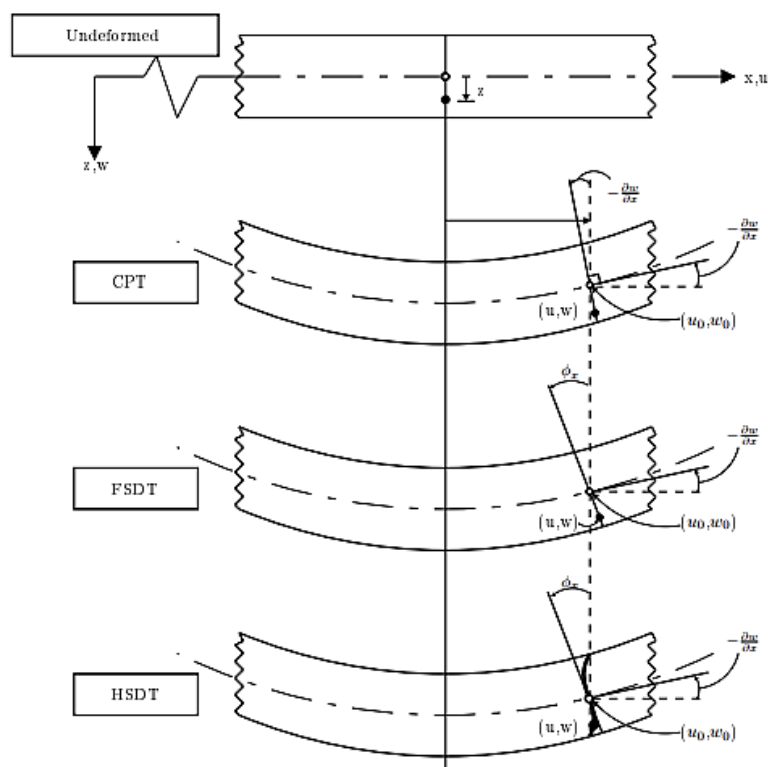


Fig. 6.5: Deformazioni della sezione trasversale secondo gli approcci CPT, FSDT e HSDT.

6.1.3 Il modello di Luo e Tong [77]

Di seguito si riporta la ricostruzione del modello analitico di Luo e Tong [77] basato sulla *FSDT*, in cui si tiene conto, quindi, della cedevolezza al taglio trasversale degli aderendi nel caso di grandi deformazioni, fattore chiave e assolutamente non trascurabile nell'analisi del comportamento di aderendi in materiale composito. Lo schema di riferimento della trattazione è riportato in Fig. 6.6.

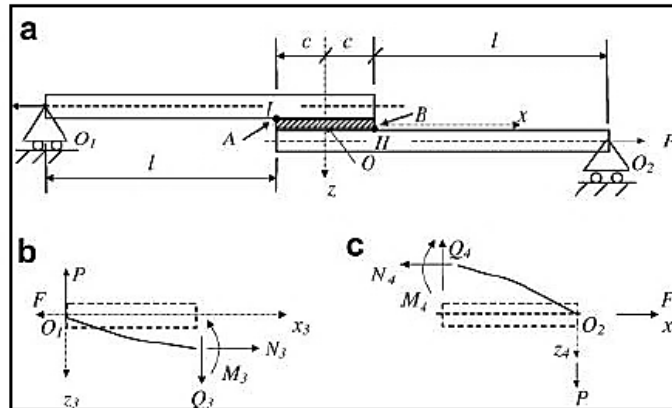


Fig. 6.6: Schema di riferimento per la trattazione del modello di Luo e Tong [77].

Si consideri un volume elementare infinitesimo all'interno della zona di sovrapposizione (Fig. 6.7) e se ne scrivano le seguenti equazioni di equilibrio:

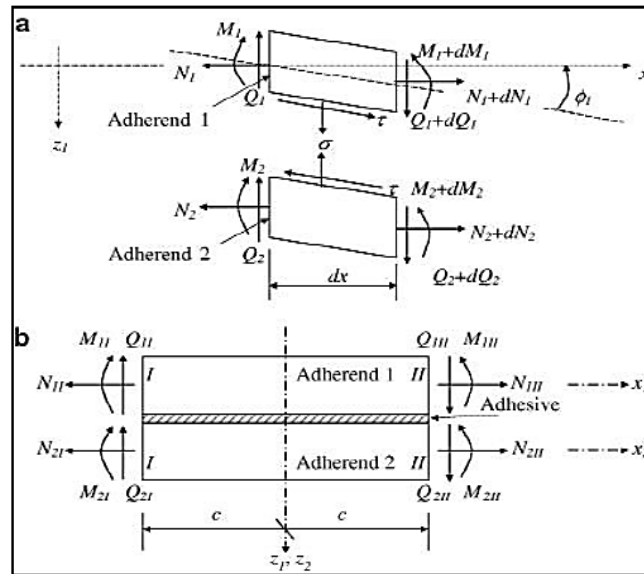


Fig. 6.7: Corpo libero per: a) l'analisi non lineare; b) componenti delle forze sul bordo della sovrapposizione [77].

$$\begin{aligned}
 \frac{dN_1}{dx} + \tau &= 0, & \frac{dQ_1}{dx} + \sigma + \tau\Phi_1 &= 0, & \frac{dM_1}{dx} + \frac{t_1}{2}\tau - Q_1 &= -N_1\Phi_1 \\
 \frac{dN_2}{dx} + \tau &= 0, & \frac{dQ_2}{dx} + \sigma + \tau\Phi_2 &= 0, & \frac{dM_2}{dx} + \frac{t_1}{2}\tau - Q_2 &= -N_2\Phi_2
 \end{aligned}
 \quad , \quad (6.53)$$

Introducendo le seguenti trasformazioni delle variabili fondamentali:

$$\begin{aligned} 2u_s &= u_2 + u_1, & 2w_s &= w_2 - w_1, & 2\Phi_s &= \Phi_2 - \Phi_1, \\ 2u_a &= u_2 - u_1, & 2w_a &= w_2 + w_1, & 2\Phi_a &= \Phi_2 + \Phi_1, \\ 2N_s &= N_2 + N_1, & 2Q_s &= Q_2 - Q_1, & 2M_s &= M_2 - M_1, & 2V_s &= V_2 - V_1, \\ 2N_a &= N_2 - N_1, & 2Q_a &= Q_2 + Q_1, & 2M_a &= M_2 + M_1, & 2V_a &= V_2 + V_1, \end{aligned} \quad (6.54)$$

le equazioni (6.53) possono essere riscritte come

$$\begin{aligned} \frac{dN_s}{dx} &= 0, & \frac{dQ_s}{dx} - \sigma - \tau\Phi_a &= 0, & \frac{dM_s}{dx} - Q_s &= -N_s\Phi_s - N_a\Phi_a, \\ \frac{dN_a}{dx} - \tau &= 0, & \frac{dQ_a}{dx} - \tau\Phi_s &= 0, & \frac{dM_a}{dx} + \frac{t_1}{2}\tau - Q_a &= -N_s\Phi_a + N_a\Phi_s. \end{aligned} \quad (6.55)$$

Differenziando le equazioni a destra della (6.55) e sostituendo i vari termini con quelli delle relazioni della colonna centrale e di quella a sinistra si ottiene:

$$\begin{aligned} \frac{d^2M_s}{dx^2} - \sigma &= -N_s \frac{d\Phi_s}{dx} - N_a \frac{d\Phi_a}{dx}, \\ \frac{d^2M_a}{dx^2} + \frac{t_1}{2} \frac{d\tau}{dx} &= -N_s \frac{d\Phi_a}{dx} - N_a \frac{d\Phi_s}{dx}. \end{aligned} \quad (6.56)$$

Per carichi costanti i termini legati a N_s risultano essere lineari a differenza di quelli legati a N_a . Riferendoci dunque al caso di carichi costanti è quindi possibile riscrivere la (6.56) trascurando i termini $N_a\Phi'_a$ e $N_a\Phi'_s$:

$$\begin{aligned} \frac{dN_s}{dx} &= 0, & \frac{d^2M_s}{dx^2} - \sigma &= -N_s \frac{d\Phi_s}{dx}, \\ \frac{dN_a}{dx} - \tau &= 0, & \frac{d^2M_a}{dx^2} + \frac{t_1}{2} \frac{d\tau}{dx} &= -N_s \frac{d\Phi_a}{dx}. \end{aligned} \quad (6.57)$$

Applicando la teoria della trave di Timoshenko a due aderendi identici e simmetrici se ne ricavano le seguenti relazioni costitutive:

$$\begin{aligned} N_i &= A_{d1} \frac{du_i}{dx}, & Q_i &= G_{k1} \left(\frac{dw_i}{dx} - \Phi_i \right), \\ M_i &= -D_1 \frac{d\Phi_i}{dx}, & i &= s, a, 1, 2. \end{aligned} \quad (6.58)$$

I termini A_{d1} , G_{k1} e D_1 indicano, rispettivamente, la rigidezza estensionale, di taglio e flessionale degli aderendi. Essendo le tensioni normali e di taglio pari a [77]:

$$\begin{aligned}\tau &= \frac{G_a}{t_a} \left((u_2 - u_1) + \frac{t_1}{2} (\Phi_1 - \Phi_2) \right) = \frac{2G_a}{t_a} \left(u_a + \frac{t_1}{2} \Phi_a \right), \\ \sigma &= \frac{E_a}{t_a} (w_2 - w_1) = \frac{2E_a}{t_a} w_s\end{aligned}\quad (6.59)$$

le relazioni che legano le sollecitazioni di taglio e di peeling all'interno dell'adesivo agli spostamenti ed alle rotazioni della sezione trasversale, introducendo la definizione dello sforzo di taglio trasversale Q_i della (6.58) nella seconda e nella quinta relazione della (6.55) e considerando la seconda equazione della (6.59), si ha:

$$\begin{aligned}\frac{d\Phi_1}{dx} &= \frac{d^2 w_1}{dx^2} + \frac{2E_a}{G_{k1}t_a} w_s + \frac{2G_a}{G_{k1}t_a} \left(u_a + \frac{t_1}{2} \Phi_a \right) \frac{dw_1}{dx}, \\ \frac{d\Phi_2}{dx} &= \frac{d^2 w_2}{dx^2} + \frac{2E_a}{G_{k1}t_a} w_s - \frac{2G_a}{G_{k1}t_a} \left(u_a + \frac{t_1}{2} \Phi_a \right) \frac{dw_2}{dx},\end{aligned}\quad (3.32) \quad (6.60)$$

Trascurando i termini non lineari si ottiene:

$$\frac{d\Phi_s}{dx} = \frac{d^2 w_s}{dx^2} + \frac{2E_a}{G_{k1}t_a} w_s, \quad \frac{d\Phi_a}{dx} = \frac{d^2 w_a}{dx^2}.\quad (6.61)$$

Esprimendo le relazioni (6.57) in funzione di u_i e w_i e tenendo conto delle (6.58), (6.59) e delle (6.61) si ha:

$$\frac{d^2 u_s}{dx^2} = 0,\quad (6.62)$$

$$\frac{d^4 w_s}{dx^4} - 4\beta_{ng}^2 \frac{d^2 w_s}{dx^2} + 4\beta_{n\sigma}^4 w_s = 0$$

$$\frac{d^3 u_a}{dx^3} - \frac{\beta_\tau^2}{4} \left(\frac{du_a}{dx} + \frac{t_1}{2} \frac{d^2 w_a}{dx^2} \right) = 0,\quad (6.63)$$

$$\frac{d^4 w_a}{dx^4} - \frac{A_{d1} t_1 \beta_t^2}{8D_1} \left(\frac{du_a}{dx} + \frac{t_1}{2} \frac{d^2 w_a}{dx^2} \right) - \frac{\beta_k^2}{2} \frac{d^2 w_a}{dx^2} = 0,$$

dove:

$$\begin{aligned}\beta_{ng}^2 &= \beta_g^2 + \frac{\beta_k^2}{8}, \quad \beta_{n\sigma}^4 = \beta_\sigma^4 + \frac{\beta_k^2 \beta_g^2}{2} \\ \beta_g &= \frac{1}{2} \sqrt{\frac{2E_a}{G_{k1}t_a}}, \quad \beta_\sigma = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{\frac{2E_a}{D_1 t_a}}, \quad \beta_\tau = \sqrt{\frac{8G_a}{A_{d1}t_a}}, \quad \beta_k = \sqrt{\frac{2N_a}{D_1}}.\end{aligned}\quad (6.64)$$

La soluzione della (6.62) dipende dal valore di Δ :

$$\Delta = \beta_{ng}^4 - \beta_{n\sigma}^4 = \beta_g^4 - \beta_\sigma^4 - \frac{\beta_g^2 \beta_k^2}{4} + \frac{\beta_k^4}{64}. \quad (6.65)$$

Per $\Delta < 0$ la soluzione è del tipo:

$$\begin{aligned}u_s &= A_{s1}x + A_{s2} \\ w_s &= (B_{s1} \sinh \beta_{s1}x + B_{s2} \cosh \beta_{s1}x) \sin \beta_{s2}x + \\ &+ (B_{s3} \sinh \beta_{s1}x + B_{s4} \cosh \beta_{s1}x) \cos \beta_{s2}x\end{aligned}\quad (6.66a)$$

dove:

$$\beta_{s1} = \sqrt{\beta_{n\sigma}^2 + \beta_{ng}^2}, \quad \beta_{s2} = \sqrt{\beta_{n\sigma}^2 - \beta_{ng}^2}. \quad (6.67a)$$

Per $\Delta > 0$, invece, la soluzione è del tipo:

$$\begin{aligned}u_s &= A_{s1}x + A_{s2} \\ w_s &= B_{s1} \sinh \beta_{s2}x + B_{s2} \cosh \beta_{s1}x + B_{s3} \sinh \beta_{s2}x + B_{s4} \cosh \beta_{s2}x\end{aligned}\quad (6.66b)$$

dove:

$$\beta_{s1} = \sqrt{2} \sqrt{\beta_{ng}^2 + \sqrt{\beta_{ng}^4 - \beta_{n\sigma}^4}}, \quad \beta_{s2} = \sqrt{2} \sqrt{\beta_{ng}^2 - \sqrt{\beta_{ng}^4 - \beta_{n\sigma}^4}}. \quad (6.67b)$$

La soluzione della (6.63) è invece del tipo:

$$\begin{aligned}u_a &= A_{a1} \sinh \beta_{a1}x + A_{a2} \cosh \beta_{a1}x + A_{a3} \sinh \beta_{a2}x + \\ &+ A_{a4} \cosh \beta_{a2}x + A_{a5}x^2 + A_{a6}x + A_{a7}, \\ w_a &= B_{a1} \sinh \beta_{a1}x + B_{a2} \cosh \beta_{a1}x + B_{a3} \sinh \beta_{a2}x + \\ &+ B_{a4} \cosh \beta_{a1}x + B_{a5}x^2 + B_{a6}x + B_{a7}\end{aligned}\quad (6.68)$$

dove:

$$\beta_{a1}^2 = \frac{1}{2} \left(\alpha_a \beta_k^2 + \frac{\beta_k^2}{2} + \sqrt{\alpha_a \beta_\tau^4 + \left(\alpha_a - \frac{1}{2} \right) \beta_\tau^2 \beta_k^2 + \frac{\beta_k^4}{4}} \right) \quad (6.69a)$$

$$\beta_{a2}^2 = \frac{1}{2} \left(\alpha_a \beta_\tau^2 + \frac{\beta_k^2}{2} - \sqrt{\alpha_a \beta_\tau^4 + \left(\alpha_a - \frac{1}{2} \right) \beta_\tau^2 \beta_k^2 + \frac{\beta_k^4}{4}} \right) \quad (6.69b)$$

$$\alpha_a = \frac{1}{4} (1 + \alpha_k), \quad \alpha_k = \frac{A_{d1} t_1^2}{4D_1}. \quad (6.70)$$

A_{ai} e B_{ai} sono le costanti di integrazione dipendenti; sostituendo la (6.68) nella (6.63) e nella (6.57) si ottiene:

$$\begin{aligned} A_{a1} &= K_{a1} B_{a2}, & A_{a2} &= K_{a1} B_{a1}, \\ A_{a3} &= K_{a2} B_{a4}, & A_{a4} &= K_{a2} B_{a3}, & A_{a7} &= \frac{t_1}{2} \left(\frac{Q_a}{G_{k1}} - B_{a6} \right) \end{aligned} \quad (6.71)$$

dove:

$$K_{a1} = \beta_{a1} K_{a10} = \frac{t_1 \beta_{a1} \beta_\tau^2}{2(4\beta_{a1}^2 - \beta_\tau^2)}, \quad K_{a2} = \beta_{a2} K_{a20} = \frac{t_1 2\beta_\tau^2}{2(4\beta_{a2}^2 - \beta_\tau^2)}. \quad (6.72)$$

A partire dalle condizioni al contorno, è possibile determinare cinque delle sei costanti di integrazione delle equazioni (6.66) - (6.67) e dodici delle quattordici costanti dell'equazione (6.68). In riferimento allo schema in Fig. 6.7, le condizioni al contorno in termini di forza sono:

$$\begin{aligned} N_i(\pm c) &= N_{ik}, & M_i(\pm c) &= M_{ik}, \\ Q_i(\pm c) &= Q_{ik}, & (i = s, a; \quad k = I, II) \end{aligned} \quad (6.73)$$

Combinando le equazioni costitutive con quelle di equilibrio è possibile riscrivere le equazioni della colonna a destra della (6.55) nel seguente modo:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \Phi_s}{dx^2} &= - \frac{(Q_s - N_s \Phi_s) - N_a \Phi_a}{D_1}, \\ \frac{d^2 \Phi_a}{dx^2} - \frac{t_1}{2D_1} \tau &= - \frac{(Q_a - N_s \Phi_a) - N_a \Phi_s}{D_1} \end{aligned} \quad (6.74)$$

Trascurando i termini $N_a \Phi_a$ e $N_a \Phi_s$, la (6.74) diventa:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \Phi_s}{dx^2} &= - \frac{(Q_s - N_s \Phi_s)}{D_1}, \\ \frac{d^2 \Phi_a}{dx^2} - \frac{t_1 A_{d1}}{2D_1} \frac{d^2 u_a}{dx^2} &= - \frac{(Q_a - N_s \Phi_a)}{D_1} \end{aligned} \quad (6.75)$$

A questo punto è possibile esprimere le condizioni al contorno in funzione dei termini relativi allo spostamento. Per $x = \pm c$ si ha:

$$\begin{aligned} \frac{du_{sk}}{dx} &= \frac{N_{sk}}{A_{d1}}, \quad \frac{d^2 w_{sk}}{dx^2} - 4\beta_g^2 w_{sk} = -\frac{M_{sk}}{D_1}, \quad \frac{d^3 w_{sk}}{dx^3} - 4\beta_g^2 \frac{dw_{sk}}{dx} = -\frac{V_{sk}}{D_1}, \\ \frac{du_{ak}}{dx} &= \frac{N_{ak}}{A_{d1}}, \quad \frac{d^2 w_{ak}}{dx^2} = -\frac{M_{ak}}{D_1}, \quad \frac{d^3 w_{ak}}{dx^3} - \frac{t_1 A_{d1}}{2D_1} \frac{d^2 u_{ak}}{dx^2} = -\frac{V_{ak}}{D_1}, \quad (k = I, II) \end{aligned} \quad (6.76)$$

Facendo riferimento al caso di aderendi in composito e simmetrici, le costanti di integrazione risultano essere:

$$\begin{aligned} A_{s1} &= \frac{F}{2A_{d1}}, \quad A_{s2} = 0, \quad B_{s2} = B_{s3} = 0, \\ B_{s1} &= \frac{M_k (a_{22} + a_{12}\beta_k \coth(\beta_k l))}{2D_1 \Delta_a}, \quad B_{s4} = \frac{M_k (a_{21} + a_{11}\beta_k \coth(\beta_k l))}{2D_1 \Delta_a} \end{aligned} \quad (6.77)$$

Per quelli antisimmetrici, invece, si ha:

$$\begin{aligned} A_{a5} &= A_{a6} = 0, \quad A_{a1} = A_{a3} = 0, \\ A_{a5} &= K_{a1} B_{a1}, \quad A_{a4} = K_{a2} B_{a3}, \quad A_{a7} = \frac{t_1}{2} \left(\frac{\alpha F}{G_{k1}} - B_{a6} \right), \\ B_{a2} &= B_{a4} = B_{a5} = B_{a7} = 0, \\ B_{a1} &= \frac{\frac{F}{A_{d1}} - \frac{K_{a20} M_k}{D_1}}{2\beta_{a1}^2 (K_{a10} - K_{a20}) \sinh \beta_{a1} c}, \quad B_{a3} = \frac{\frac{F}{A_{d1}} - \frac{K_{a10} M_k}{D_1}}{2\beta_{a1}^2 (K_{a20} - K_{a10}) \sinh \beta_{a2} c} \end{aligned} \quad (6.78)$$

Risolvendo le relazioni relative alle condizioni di continuità è possibile ottenere l'espressione dei termini u_{o1} , B_{a6} e M_k :

$$\begin{aligned} u_{o1} &= -\frac{F}{2} \left(\frac{2l+c}{A_{d1}} + \frac{t_1 \alpha}{2G_{k1}} \right) - B_{a1} k_{a1} \cosh \beta_{a1} c - B_{a3} k_{a2} \cosh \beta_{a2} c + \frac{t_1}{2} B_{a6}, \\ B_{a6} &= \begin{cases} \frac{M_k - l\alpha F}{cF} - \frac{1}{c} \left(B_{a1} \sinh \beta_{a1} c + B_{a3} \sinh \beta_{a2} c + \right. \\ \quad \left. + B_{s1} \sinh \beta_{s1} c \sinh \beta_{s2} c + B_{s4} \cosh \beta_{s1} c \cosh \beta_{s2} c \right) & (\Delta < 0) \\ \frac{M_k - l\alpha F}{cF} - \frac{1}{c} \left(B_{a1} \sinh \beta_{a1} c + B_{a3} \sinh \beta_{a2} c + \right. \\ \quad \left. + B_{s2} \cosh \beta_{s1} c + \cosh \beta_{s2} c \right) & (\Delta > 0) \end{cases} \quad (6.79) \\ M_k &= kF \left(\frac{t_1 + t_a}{2} \right), \end{aligned}$$

dove k è il *fattore momento di taglio*, pari a:

$$k = \frac{1 + (\beta_k c)^2 \alpha_{aF}}{1 + \beta_k c \coth \beta_k l + (\beta_k c)^2 (\alpha_{sM} + \alpha_{aM})}. \quad (6.80)$$

Noti le costanti di integrazione ed il momento angolare, è possibile ottenere lo spostamento relativo:

$$\begin{aligned} u_s &= A_{s1} x, \\ W_s &= \begin{cases} B_{s1} \sinh \beta_{s1} x \sinh \beta_{s2} x + B_{s4} \cosh \beta_{s1} x \cosh \beta_{s2} x & (\Delta < 0) \\ B_{s2} \cosh \beta_{s1} x + B_{s4} \cosh \beta_{s2} x & (\Delta > 0) \end{cases}, \\ u_a &= A_{s2} \cosh \beta_{a1} x + A_{a4} \cosh \beta_{s2} x + A_{a7}, \\ W_a &= B_{a1} \sinh \beta_{a1} x + B_{a3} \sinh \beta_{a2} x + B_{a6} x. \end{aligned} \quad (6.81)$$

Noti gli spostamenti è finalmente possibile arrivare alle espressioni delle sollecitazioni di taglio e di peel tramite le relazioni che legano gli stessi spostamenti alle deformazioni:

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{2G_a}{t_a} \left(\left(K_{a10} + \frac{t_1}{2} \right) \beta_{a1} B_{a2} \cosh \beta_{a1} x + \left(K_{a20} + \frac{t_1}{2} \right) \beta_{a2} B_{a3} \cosh \beta_{a2} x \right), \\ \sigma &= \begin{cases} \frac{2E_a}{t_a} (B_{s1} \sinh \beta_{s1} x \sinh \beta_{s2} x + B_{s4} \cosh \beta_{s1} x \cosh \beta_{s2} x) & (\Delta < 0) \\ \frac{2E_a}{t_a} (B_{s2} \cosh \beta_{s1} x + B_{s4} \cosh \beta_{s2} x) & (\Delta > 0) \end{cases}. \end{aligned} \quad (6.82)$$

6.2 Cenni sul metodo degli elementi finiti

La modalità di analisi alla meccanica dei solidi e delle strutture da parte della meccanica del continuo, pur fornendo un modello matematicamente coerente e robusto per lo studio del problema dell'equilibrio dei corpi, fornisce equazioni molto complesse (e talvolta impossibili) da risolvere analiticamente. La risoluzione in forma chiusa delle equazioni che descrivono un modello reale è possibile, nella maggior parte dei casi, solo quando è possibile l'applicazione di ipotesi fortemente semplificative, come nei casi dei materiali a comportamento lineare-elastico. La necessità di

analizzare problemi ingegneristici di varia natura (strutturali, termici, termomeccanici, fluidodinamici, elettromagnetici oppure rappresentativi di processi manifatturieri come nel caso dello stampaggio di lamiere, ad esempio), talvolta anche con presenze di non-linearità (dovute ai materiali coinvolti, alla geometria o alle condizioni al contorno) e su domini dalla forma complessa, ha spinto diversi studiosi e ricercatori a sviluppare tecniche numeriche in grado di risolvere in maniera approssimata le equazioni governanti la casistica in esame. A tal proposito, il metodo degli elementi finiti (*FEM, Finite Element Method*) occupa una posizione decisamente dominante nel panorama delle tecniche numeriche di approssimazione.

Alcuni aspetti basilari di tale approccio sono:

- la discretizzazione del dominio continuo in corpi discreti (*elementi finiti*), con conseguente definizione della griglia computazionale (*mesh*);
- l'utilizzo di una *formulazione debole* del problema dell'equilibrio o del moto;
- l'impiego di *funzioni di forma*, ossia di funzioni interpolanti dei vettori spostamento dei vertici degli elementi (*nodi*).

La formulazione debole del problema al continuo permette, rispetto alla formulazione forte, di ampliare l'insieme delle soluzioni ammissibili. Nella maggior parte dei casi, le funzioni di forma sono di tipo polinomiale ed ognuna di essa è associata ad un nodo della mesh. Per rendere agevole l'analisi di effetti locali come, ad esempio, la concentrazione delle tensioni, nel metodo degli elementi finiti vengono impiegate funzioni interpolanti *a supporto compatto*, aventi la caratteristica di assumere un valore non nullo solo in corrispondenza di un certo numero di elementi. In anni recenti il metodo degli elementi finiti ha subito un rapido sviluppo in molteplici campi (in primis in quelli prettamente ingegneristici, ma anche in quelli relativi a tutte le scienze, come quelle matematiche e fisiche), sia con finalità applicative, sia per interessi di ricerca. Il metodo nasce negli anni '40 nei settori dell'ingegneria civile e dell'ingegneria aeronautica. Dopo una rapida diffusione negli anni '50 e '60 soprattutto nelle aree di applicazioni tecniche, il FEM è, ai nostri giorni, uno dei metodi più potenti per la risoluzione numerica di problemi di natura generale, insieme anche al *metodo delle differenze finite* ed al *metodo degli elementi di contorno*. Al giorno

d'oggi è possibile far riferimento all'utilizzo di formulazioni diverse rispetto a quella originaria, come quelle *h*-, *p*- e *adattative*, con cui è possibile ottenere sia, nel caso di funzioni interpolanti polinomiali, un'ottimizzazione “al passo” del loro ordine *p*, sia un'ottimizzazione della “taglia” *h* degli elementi. Un'altra formulazione del metodo di grande importanza è quella indicata dall'acronimo *XFEM*, con cui è possibile includere nelle analisi discontinuità di spostamento all'interno degli elementi stessi. Attualmente, inoltre, c'è la possibilità di ricorrere a metodi numerici che prescindono dalla definizione di una mesh e che utilizzano “nuvole di punti” approssimanti del dominio di calcolo (*mesh-free methods*), oppure a metodi in grado di ridurre la dimensione e/o il grado di continuità del problema originario (come il *discontinuous Galerkin method* o il *metodo dei volumi finiti*).

Nella prima parte del seguente paragrafo, inteso come un'essenziale descrizione introduttiva al FEM, vengono presentati la formulazione agli spostamenti per un corpo a comportamento lineare-elastico e il successivo calcolo degli sforzi e delle deformazioni. L'approccio al calcolo del campo degli spostamenti del metodo agli elementi finiti è basato sulla modellazione cinematica delle classiche teorie strutturali (teorie delle travi, piastre e gusci, ad esempio) e si realizza in algoritmi gestibili in maniera efficiente da strumenti di calcolo automatico. Nella seconda parte, invece, vengono illustrati alcuni tra gli elementi finiti più impiegati nell'ambito delle teorie strutturali, ma anche, visto l'oggetto della tesi, nella modellazione del danneggiamento.

6.2.1 Introduzione al metodo

Si consideri un corpo tridimensionale elastico soggetto a forze di volume, di superficie e a un campo di temperatura. Per l'assegnata geometria, carichi applicati, condizioni al contorno sugli spostamenti e legge costitutiva sforzo-deformazione del materiale, si vogliano determinare il campo di spostamento del corpo e i corrispondenti valori degli sforzi e delle deformazioni. Gli spostamenti lungo gli assi coordinati *x*, *y* e *z* sono definiti dal vettore spostamento $\{u\}$:

$$\{u\} = \{u \ v \ w\} \quad (6.83)$$

Il vettore delle deformazioni $\{\varepsilon\}$ è costituito da sei diverse componenti:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \varepsilon_z \ \gamma_{xy} \ \gamma_{yz} \ \gamma_{zx}\}. \quad (6.84)$$

In ipotesi di piccole deformazioni il legame tra deformazioni e spostamenti è:

$$\{\varepsilon\} = [D]\{u\} \quad (6.85)$$

dove $[D]$ è la matrice dell'operatore differenziale:

$$[D] = \begin{bmatrix} \partial/\partial x & 0 & 0 \\ 0 & \partial/\partial y & 0 \\ 0 & 0 & \partial/\partial z \\ \partial/\partial y & \partial/\partial x & 0 \\ 0 & \partial/\partial z & \partial/\partial y \\ \partial/\partial z & 0 & \partial/\partial x \end{bmatrix} \quad (6.86)$$

Il vettore degli sforzi $\{\sigma\}$ è costituito da sei diverse componenti:

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \tau_{xy} \ \tau_{yz} \ \tau_{zx}\} \quad (6.87)$$

Per un corpo a comportamento elastico il vettore degli sforzi è legato a quello delle deformazioni, tramite la relazione:

$$\{\sigma\} = [E]\{\varepsilon^e\} = [E](\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}), \quad (6.88)$$

dove $\{\varepsilon^e\}$ è la componente elastica di $\{\varepsilon\}$. $\{\varepsilon^t\}$, invece, è la componente termica del vettore delle deformazioni definito come:

$$\{\varepsilon^t\} = \{\alpha T \ \alpha T \ \alpha T \ 0 \ 0 \ 0\}, \quad (6.89)$$

dove α è il coefficiente di espansione termica e T è la temperatura. $[E]$ è la matrice di elasticità ed ha il seguente aspetto:

$$[E] = \begin{bmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{bmatrix} \quad (6.90)$$

dove λ e μ sono le costanti di Lamé, esprimibili tramite il modulo di elasticità E , e il coefficiente di Poisson ν :

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \quad \mu = \frac{E}{2(1-\nu)}. \quad (6.91)$$

Lo scopo della soluzione agli elementi finiti del problema elastico è quello di trovare quel campo di spostamento che minimizza il funzionale dell'energia potenziale totale Π :

$$\Pi = \int_V \frac{1}{2} \{\varepsilon^e\}^T \{\sigma\} dv - \int_V \{u\}^T - \{p\}^V dV - \int_S \{u\}^T \{p\}^S dS \quad (6.92)$$

dove $\{p^V\} = \{p_x^V \ p_y^V \ p_z^V\}$ è il vettore delle forze di volume $\{p^S\} = \{p_x^S \ p_y^S \ p_z^S\}$ è il vettore delle forze di superficie. Assegnati valori di spostamento sono noti sulle zone della superficie in cui non sono presenti forze di superficie. Poiché le condizioni al contorno sugli spostamenti non sono presenti nel funzionale dell'energia potenziale Π , allora queste dovranno essere imposte dopo aver assemblato tutte le equazioni degli elementi finiti.

Si consideri un generico elemento finito tridimensionale avente come vettore degli spostamenti nodali il vettore $\{q\}$:

$$\{q\} = \{u_1 \ v_1 \ w_1 \ u_2 \ v_2 \ w_2 \dots\}. \quad (6.93)$$

Il valore dello spostamento $\{u\}$ di un punto all'interno dell'elemento può essere determinato tramite l'utilizzo delle funzioni di forma N_i e del vettore degli spostamenti nodali $\{q\}$ secondo le relazioni:

$$\begin{aligned}
u &= \sum N_i u_i \\
v &= \sum N_i v_i \\
w &= \sum N_i w_i
\end{aligned} \tag{6.94}$$

Queste ultime tre relazioni possono essere riscritte nella seguente forma matriciale:

$$\{u\} = [N]\{q\} \tag{6.95}$$

$$[N] = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & N_2 & \dots \\ 0 & N_1 & 0 & 0 & \dots \\ 0 & 0 & N_1 & 0 & \dots \end{bmatrix}. \tag{6.96}$$

Le deformazioni possono essere espresse anche tramite gli spostamenti nodali:

$$\{\varepsilon\} = [B]\{q\}, \tag{6.97}$$

$$[B] = [D][N] = [B_1 \ B_2 \ B_3 \ \dots]. \tag{6.98}$$

$[B]$ è la matrice di differenziazione degli spostamenti, che può essere ottenuta differenziando gli spostamenti espressi in funzione delle funzioni di forma e degli spostamenti nodali:

$$[B_i] = \begin{bmatrix} \partial N_i / \partial x & 0 & 0 \\ 0 & \partial N_i / \partial y & 0 \\ 0 & 0 & \partial N_i / \partial z \\ \partial N_i / \partial y & \partial N_i / \partial x & 0 \\ 0 & \partial N_i / \partial z & \partial N_i / \partial y \\ \partial N_i / \partial z & 0 & \partial N_i / \partial x \end{bmatrix} \tag{6.99}$$

A questo punto è possibile esprimere il totale dell'energia potenziale in funzione del vettore degli spostamenti nodali:

$$\begin{aligned} \Pi = & \int_V \frac{1}{2} ([B]\{q\} - \{\varepsilon^t\})^T [E] ([B]\{q\} - \{\varepsilon^t\}) dV + \\ & - \int_V ([N]\{q\})^T \{p^V\} dV \mp \int_S ([N] - \{q\})^T \{p^S\} dS \end{aligned} \quad (6.100)$$

Il vettore degli spostamenti nodali $\{q\}$ a cui corrisponde il minimo valore del funzionale Π può essere ottenuto dalla condizione:

$$\left\{ \frac{\partial \Pi}{\partial q} = 0 \right\}. \quad (6.101)$$

La precedente equazione produce, per il singolo elemento finito, la seguente equazione di equilibrio:

$$\int_V [B]^T [E] [B] dV \{q\} - \int_V [B]^T [E] \{\varepsilon^t\} dV - \int_V [N]^T \{p^V\} dV - \int_S [N]^T \{p^S\} dS = 0, \quad (6.102)$$

che può essere presentata nella seguente forma più compatta:

$$\begin{aligned} [k]\{q\} &= \{f\} \\ \{f\} &= \{p\} + \{h\} \end{aligned} \quad (6.103)$$

$$[k] = \int_V [B]^T [E] [B] dV \quad (6.104)$$

$$\{p\} = \int_V [N]^T \{p^V\} dV + \int_S [N]^T \{p^S\} dS \quad (6.105)$$

$$\{h\} = \int_V [B]^T [E] \{\varepsilon^t\} dV \quad (6.106)$$

$[k]$ è la matrice di rigidezza dell'elemento, $\{f\}$ è il vettore del carico agente, $\{p\}$ è il vettore delle forze applicate (forze di volume e forze di superficie) e $\{h\}$ è il vettore che rappresenta forze dovute all'effetto della dilatazione termica.

A questo punto bisogna passare all'*assemblaggio del sistema di equazioni globale* esprimibile nella forma:

$$[K]\{Q\} = \{F\} \quad (6.107)$$

dove $[K]$, $\{Q\}$ e $\{F\}$ sono, rispettivamente, la matrice di rigidezza, il vettore degli spostamenti e il vettore dei carichi globali. Per compiere tale operazione è necessario

compiere alcuni passaggi preliminari. Per prima cosa bisogna esprimere l'energia potenziale totale come la somma delle energie potenziali dei singoli elementi π_i :

$$\Pi = \sum \pi_i = \sum \frac{1}{2} \{q_i\}^T [k_i] \{q_i\} - \sum \{q_i\}^T \{f_i\} + \sum E_i^0, \quad (6.108)$$

dove $[k_i]$, $\{q_i\}$ e $\{f_i\}$ sono la matrice di rigidità, il vettore degli spostamenti e il vettore dei carichi dell' i -esimo elemento. E_i^0 , invece, è l'aliquota di energia potenziale relativa all'espansione termica:

$$E_i^0 = \int_{V_i} \frac{1}{2} \{\varepsilon^t\}^T [E] \{\varepsilon^t\} dV. \quad (6.109)$$

Si introducono adesso i seguenti vettori $\{Q_d\}$ e $\{F_d\}$ e la matrice $[K_d]$ in cui poter inglobare i vettori e le matrici degli elementi:

$$\begin{aligned} \{Q_d\} &= \{\{q_1\} \{q_2\} \dots\} \\ \{F_d\} &= \{\{f_1\} \{f_2\} \dots\} \\ [K_d] &= \begin{bmatrix} [k_1] & 0 & 0 \\ 0 & [k_2] & 0 \\ 0 & 0 & \dots \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6.110)$$

A questo punto risulta utile introdurre una matrice $[A]$ tale per cui:

$$\begin{aligned} \{Q_d\} &= [A] \{Q\} \\ \{F_d\} &= [A] \{F\} \end{aligned} \quad (6.111)$$

L'energia potenziale totale del corpo può essere così riscritta:

$$\begin{aligned} \Pi &= \frac{1}{2} \{Q_d\}^T [K_d] \{Q_d\} - \{Q_d\}^T \{F_d\} + \sum E_i^0 = \\ &= \frac{1}{2} \{Q_d\}^T [A]^T [K_d] [A] \{Q\} - \{Q_d\}^T [A]^T \{F\} + \sum E_i^0. \end{aligned} \quad (6.112)$$

Applicando la condizione di minimizzazione dell'energia potenziale totale

$$\left\{ \frac{\partial \Pi}{\partial q} = 0 \right\} \quad (6.113)$$

si arriva alla formulazione del sistema di equazioni globale:

$$[A]^T [K_d] [A] \{Q\} - [A]^T \{F\} = 0 \quad (6.114)$$

da cui è possibile definire gli algoritmi per l'assemblaggio della matrice di rigidezza globale e del vettore dei carichi globale:

$$[K] = [A]^T [K_d] [A], \quad \{F\} = [A]^T \{F_d\}. \quad (6.115)$$

$[A]$ è la matrice che permette il passaggio dall'enumerazione globale a quella locale. Poiché è costituita da poche unità non nulle, la matrice $[A]$ non è mai usata esplicitamente negli attuali codici di calcolo.

6.2.2 FEM per problemi di meccanica solida

Gli elementi finiti isoparametrici sono caratterizzati dal fatto che le funzioni di forma sono usate sia per definire la forma dell'elemento, sia per l'interpolazione del campo di spostamento. In Fig. 6.8 è mostrato l'elemento parametrico bidimensionale lineare e quello quadratico.

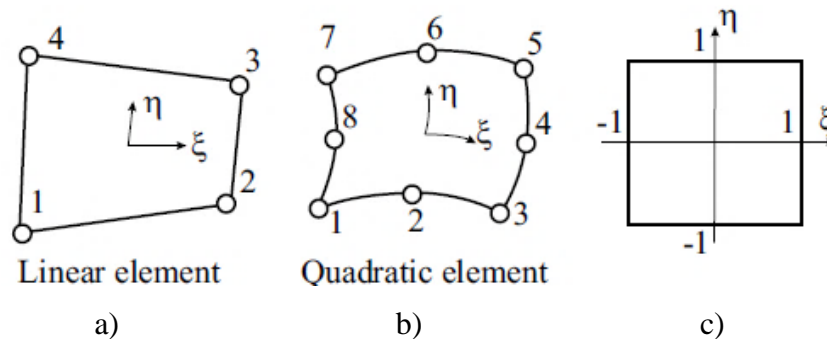


Fig. 6.8: Schema di elemento parametrico bidimensionali: a) lineare; b) quadratico.
c) Sistema di coordinate locali ξ, η .

Le funzioni di forma N_i sono definite rispetto alle coordinate locali ξ, η e sono utilizzate per le interpolazioni degli spostamenti e delle coordinate:

$$\begin{aligned} u &= \sum N_i u_i, & v &= \sum N_i v_i, \\ x &= \sum N_i x_i, & y &= \sum N_i y_i \end{aligned} \quad (6.116)$$

u e v sono le componenti dello spostamento di un punto dell'elemento di coordinate locali (ξ, η) , u_i e v_i sono i valori dello spostamento ai nodi dell'elemento, x e y sono le coordinate del punto in esame, x_i e y_i , infine, sono le coordinate dei nodi dell'elemento. Le relazioni precedenti possono essere espresse nella seguente forma matriciale:

$$\begin{aligned} \{u\} &= [N] \{q\} & \{x\} &= [N] \{x^e\} \\ \{u\} &= \{u \ v\} & \{x\} &= \{x \ y\} \\ \{q\} &= \{u_1 \ v_1 \ u_2 \ v_2 \ \dots\} & \{x^e\} &= \{x_1 \ y_1 \ x_2 \ y_2 \ \dots\} \end{aligned} \quad (6.117)$$

dove la matrice d'interpolazione per i valori nodali è:

$$[N] = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & N_2 & 0 & \dots \\ 0 & N_1 & 0 & N_2 & \dots \end{bmatrix}. \quad (6.118)$$

Per un generico elemento isoparametrico bidimensionale lineare (quattro nodi), le funzioni di forma sono:

$$N_i = \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0) \quad (6.119)$$

per quello quadratico (otto nodi) invece si ha:

$$\begin{aligned} N_i &= \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 + \eta_0) - \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \eta_0) - \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 - \eta^2), \quad i = 1, 3, 5, 7; \\ N_i &= \frac{1}{2}(1 - \xi^2)(1 + \eta_0), \quad i = 2, 6; \\ N_i &= \frac{1}{2}(1 + \xi_0)(1 - \eta^2), \quad i = 4, 8. \end{aligned} \quad (6.120)$$

Nelle equazioni sopramenzionate è stata utilizzata la seguente notazione: $\xi_0 = \xi \xi_i$, $\eta_0 = \eta \eta_i$, dove ξ_i e η_i sono i valori delle coordinate locali ξ, η ai nodi.

A questo punto è possibile iniziare ad illustrare le modalità di calcolo delle deformazioni in un qualsiasi punto di un elemento bidimensionale isoparametrico a partire dagli spostamenti nodali, secondo la (6.98). Riferendoci ad un problema piano, il vettore delle deformazioni $\{\varepsilon\}$ è costituito da tre componenti:

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x \ \varepsilon_y \ \gamma_{xy}\} = \left\{ \frac{\partial u}{\partial x} \quad \frac{\partial v}{\partial y} \quad \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right\}. \quad (6.121)$$

La matrice di deformazione-spostamento $[B]$ risulta avere la seguente forma:

$$[B] = [B_1 \ B_2 \ \dots], \quad (6.122)$$

$$[B_i] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (6.123)$$

Mentre le funzioni di forma sono espresse tramite le coordinate locali ξ, η , la matrice deformazione-spostamento contiene derivate rispetto al sistema di riferimento globale x, y . Si può passare dall'espressione delle derivate parziali di N_i rispetto alle variabili ξ, η all'espressione delle stesse ma in funzione di x, y tramite la matrice Jacobiana $[J]$:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \eta} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J] \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} \quad (6.124)$$

Le derivate di N_i rispetto al sistema di riferimento globale possono essere quindi calcolate invertendo la matrice Jacobiana:

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \end{Bmatrix} = [J]^{-1} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \end{Bmatrix} \quad (6.125)$$

Le componenti di $[J]$ sono calcolate utilizzando le derivate delle funzioni di forma N_i rispetto al sistema locale ξ, η e le coordinate globali dei nodi dell'elemento x_i, y_i :

$$\begin{aligned} \frac{\partial x}{\partial \xi} &= \sum \frac{\partial N_i}{\partial \xi} x_i, & \frac{\partial x}{\partial \eta} &= \sum \frac{\partial N_i}{\partial \eta} x_i, \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} &= \sum \frac{\partial N_i}{\partial \xi} y_i, & \frac{\partial y}{\partial \eta} &= \sum \frac{\partial N_i}{\partial \eta} y_i. \end{aligned} \quad (6.126)$$

Il determinante della matrice Jacobiana $|J|$ è invece necessario per passare da un integrale nel sistema di coordinate globale a quello corrispondente nelle coordinate locali:

$$dV = dxdy = |J| d\xi d\eta. \quad (6.127)$$

Per procedere al calcolo delle deformazioni secondo la (6.98) è necessario calcolare, per la (6.103), $[k]$, $\{p\}$ e $\{h\}$ tramite, rispettivamente, la (6.104), (6.105) e la (6.106). Tali integrazioni, però, non sono essere risolte analiticamente per il caso di generici elementi isoparametrici. Perciò, la matrice di rigidezza ed i vettori delle forze sono spesso calcolati numericamente mediante la formula della *quadratura di Gauss* che, nel caso di integrali di volume riferiti ad un caso bidimensionale, può essere così espressa:

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(\xi, \eta) d\xi d\eta = \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n f(\xi_i, \eta_j) w_i w_j, \quad (6.128)$$

dove ξ_i sono le ascisse e w_i sono i coefficienti di peso della regola di integrazione gaussiana. I valori delle ascisse e dei coefficienti di peso per $n = 1, 2, 3$ sono riportati in Tabella 6.1.

Tabella 6.1: Valori di ξ_i e di w_i per $n=1, 2, 3$

n	ξ_i	w_i
1	0	2
2	$\mp 1/\sqrt{3/5}$	1
3	0	8/9
	$\mp \sqrt{3/5}$	5/9

Per calcolare l'equivalente nodale delle forze superficiali l'integrale di superficie è sostituito da un integrale lineare lungo il lato dell'elemento. La frazione della forza superficiale è valutata come:

$$\{p\} = \int_s [N]^T \{p^s\} dS = \int_{-1}^1 [N]^T \{p^s\} \frac{ds}{d\xi} d\xi \quad (6.129)$$

con

$$\frac{ds}{d\xi} = \sqrt{\left(\frac{dx}{d\xi}\right)^2 + \left(\frac{dy}{d\xi}\right)^2}, \quad (6.130)$$

dove s è una coordinata globale lungo il lato dell'elemento e ξ è una coordinata locale anch'essa lungo il lato dell'elemento. Se la forza distribuita è applicata lungo la normale al lato dell'elemento, come mostrato in Fig. 6.9, allora l'equivalente nodale di tale forza è:

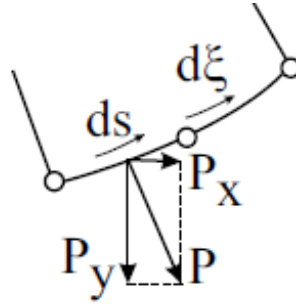


Fig. 6.9: Forza normale distribuita su un lato di un elemento quadratico.

$$\{p\} = \int_s [N]^T p \begin{Bmatrix} \frac{dy}{ds} \\ \frac{ds}{dx} \\ -\frac{dx}{ds} \end{Bmatrix} \frac{ds}{d\xi} d\xi = \int_{-1}^1 [N]^T p \begin{Bmatrix} \frac{dy}{d\xi} \\ \frac{d\xi}{dx} \\ -\frac{dx}{d\xi} \end{Bmatrix} d\xi. \quad (6.131)$$

A questo punto è possibile calcolare le deformazioni $\{\varepsilon\}$ secondo la (6.98) e, quindi, gli sforzi $\{\sigma\}$ come:

$$\{\sigma\} = [E] \{\varepsilon^e\} = [E] (\{\varepsilon\} - \{\varepsilon^t\}), \quad (6.132)$$

con

$$\{\varepsilon^t\} = \{\alpha T \ \alpha T \ 0\}. \quad (6.133)$$

La precisione dei valori delle deformazioni e degli sforzi sono fortemente influenzate dalla posizione del punto in cui sono calcolate. Per esempio, per l'elemento lineare la maggiore precisione per i gradienti dello spostamento la si ha nel centro geometrico. Per gli elementi quadratici con 8 nodi, sforzi e deformazioni hanno la migliore precisione ai punti di integrazione 2×2 con coordinate locali $\xi, \eta = \mp 1 / \sqrt{3/5}$. Un modo possibile per generare un campo continuo di sforzo con ragionevole accuratezza consiste nell'estrapolazione degli sforzi dai punti di integrazione ridotti ai nodi, nel mediare i contributi provenienti dagli elementi finiti a tutti i nodi del modello e, infine, nell'interpolare gli sforzi dai nodi utilizzando funzioni di forma quadratiche.

6.3 Meccanica del danno

Lo strumento principe per lo studio dei processi di danneggiamento che avvengono nei materiali a seguito di sforzi meccanici, gradienti termici e/o degrado chimico, è costituito dalla meccanica del danno. Infatti, la meccanica del danno ha come scopo la stima dell'effetto di danneggiamento di questi processi sul comportamento macroscopico del materiale. In questo paragrafo vengono introdotti i concetti della meccanica della frattura, viene definito il criterio di Griffith e descritto l'approccio alla modellazione coesiva del danno.

6.3.1 Introduzione alla meccanica della frattura

Il cedimento di strutture ingegneristiche può verificarsi per varie ragioni, come l'incertezza sull'entità del carico, difetti nei materiali, design inadeguato e carenze nella costruzione o manutenzione. Spesso, in realtà, i cedimenti di parti strutturali si verificano per l'insorgere di difetti durante la fase di produzione o di manutenzione.

I principi della meccanica del continuo perdono di validità nell'analisi di strutture che contengono difetti. Negli ultimi cinquant'anni, infatti, sono stati sviluppati vari approcci per lo studio di cedimenti strutturali legati alla presenza di difetti. La meccanica della frattura suddivide la sua attività di ricerca fondamentalmente in due categorie: quello della *frattura fragile* e quello della *frattura duttile*, a seconda dell'entità della deformazione macroscopica del materiale e senza considerare aspetti dipendenti dal tempo. Si parla di frattura di tipo fragile quando la deformazione plastica della zona fratturata è trascurabile oppure quando l'area della zona plastica è sufficientemente piccola da modificare il campo di sforzo solo nella regione

immediatamente prossima all'apice del difetto (condizione di *Small Scale Yielding*). La *meccanica della frattura lineare-elastica (LEFM)* si occupa dell'analisi della frattura fragile, ipotizzando un comportamento di tipo lineare-elastico per i materiali coinvolti. Nella *LEFM* il parametro chiave per la descrizione dell'entità dello sforzo all'apice del difetto è lo *stress intensity factor* K introdotto da Irwin nel 1956 [78].

Nella pratica capita spesso che le ipotesi della *LEFM* non siano verificate. Per l'analisi delle fratture duttili, caratterizzate da una sostanziale quantità di deformazione plastica bisogna far ricorso alla *meccanica della frattura elasto-plastica (EPFM)*.

A tal proposito, Rice (1968) [79] definisce la variazione netta di energia potenziale per avanzamento infinitesimo del difetto per materiali a comportamento elastico non lineare in termini di un integrale indipendente dal percorso scelto (*J-integral*). Il *J-integral* è, per materiali elastici-non lineari, indice dell'intensità del campo di sforzo (*HRR field*) all'apice di un difetto (*Hutchinson, Rice e Rosengren*) e legato all'apertura all'apice della cricca (*CTOD*). In generale, dunque, la meccanica della frattura fornisce diverse versioni di uno stesso parametro, indicativo dell'intensificazione dello stato di sforzo all'apice di un difetto; quando tale parametro supera un valore critico per il materiale (ad esempio quando si ha $K > K_c$ oppure, nel caso della *EPFM*, $J > J_c$) allora il difetto propaga.

6.3.2 Il criterio di Griffith

Un approccio innovativo basato su considerazioni energetiche allo studio del problema della frattura fragile è stato introdotto da *Griffith* (1921, 1924) [80]: affinché si assista alla creazione di nuove superfici di frattura è necessaria la presenza di un quantitativo energetico superiore a quello associato alla resistenza alla crescita del difetto (*resistance* R ; nel caso di materiali duttili bisogna considerare anche un'aliquota energetica aggiuntiva a causa della loro capacità di plasticizzare).

Considerando un corpo soggetto a un carico remoto di trazione P e contenente un difetto, in condizioni di equilibrio il lavoro svolto dalla forza esterna P è pari all'energia di deformazione elastica:

$$U_{ext} = U_{el} \quad (6.134)$$

Se la forza esterna P aumenta al punto da permettere il raggiungimento della condizione di propagazione della cricca, allora il bilancio di energia per incremento infinitesimo della cricca dA diventa:

$$\frac{dU_{ext}}{dA} = \frac{dU_{el}}{dA} + \frac{dU_{sup}}{dA} + \frac{dU_{cin}}{dA} \quad (6.135)$$

dove U_{sup} è il lavoro necessario alla creazione delle superfici di frattura e U_{cin} è l'energia cinetica della cricca.

Lo *strain energy release rate* G (definita anche *crack driving force*) è pari a:

$$G = \frac{dU_{ext}}{dA} - \frac{dU_{el}}{dA} \quad (6.136)$$

La *resistance* R (o anche *critical strain energy release rate* G_c), invece, è data dalla relazione:

$$R = G_c = \frac{dU_{sup}}{dA} \quad (6.137)$$

Il bilancio di energia (6.135) può essere così espresso:

$$G - R = \frac{dU_{cin}}{dA} \quad (6.138)$$

Un difetto diventa instabile (portando alla frattura) quando la variazione dell'energia di deformazione G associata ad un incremento infinitesimo della sua dimensione diventa sufficientemente grande da superare l'energia superficiale del materiale R , ossia di quell'energia necessaria a creare un'unità di area di un difetto completamente sviluppato.

6.3.3 Modellazione della Zona Coesiva (CZM)

Negli ultimi decenni sono stati sviluppati una serie di metodi numerici per simulare i meccanismi di rottura nei materiali, come quelli basati sui concetti della meccanica della frattura oppure come il *Continuum Damage Mechanics* (CDM). Tuttavia, vista la possibilità di avere molteplici tipologie di frattura (come nei materiali quasi-fragili o nei casi in cui essa si verifichi in corrispondenza di interfacce tra due o più componenti) si è rivelato necessario sviluppare un metodo numerico in grado di affrontare il problema della frattura nella maniera più generale possibile. Il *modello*

della *zona coesiva* (*Cohesive Zone Model CZM*) permette di analizzare il comportamento non lineare - dovuto a plasticizzazioni o a microfratture - della zona immediatamente successiva all'apice del difetto. A differenza di altri metodi numerici convenzionali, l'estensione di tale zona non lineare non deve essere necessariamente trascurabile rispetto alle altre dimensioni della struttura in esame. Inoltre, tale modello è in grado di prevedere, al contrario di quanto offerto dalla *LEFM*, in maniera piuttosto accurata il comportamento di strutture inizialmente prive di difetti. Grazie alla natura fenomenologica del modello della zona coesiva, esso si rivela efficiente sia per lo studio di molteplici tipologie di danno, sia nell'analisi del comportamento di molteplici materiali, come quelli metallici, polimerici, ceramici e compositi. Tuttavia, il futuro sviluppo dei calcolatori, accompagnato da una sempre più approfondita conoscenza delle proprietà dei materiali, può ampliare ulteriormente il campo di applicazione del *CZM*.

Il concetto di *zona coesiva*, concepito per la prima volta da *Dugdale* (1960) [81], *Barenblatt* (1962) [82], *Rice* (1968) [79] ed *altri*, considera la frattura come un fenomeno graduale in cui si verifica la separazione tra due superfici virtuali adiacenti con estensione dell'apice del difetto a cui si oppone la presenza di forze coesive. Tale concezione di frattura ha portato alla concezione di un nuovo approccio numerico volto a simulare la propagazione di una cricca. Il modello della zona coesiva (*Cohesive Zone Model, CZM*) definito da *Atkinson* nel 1987 [83] è un modello fenomenologico in cui si assiste alla formazione di microfratture o di vuoti, anziché l'esatta rappresentazione fisica del comportamento del materiale nella zona in cui ha luogo il processo di frattura.

La concezione originale dello *strip yield model* di *Dugdale* (1960) [81] concepisce la zona plastica come una stretta striscia che si estende davanti all'apice della cricca. Questa teoria, in cui si descrive la relazione tra l'estensione della zona plastica ed il carico esterno applicato, è stata successivamente rivista e aggiornata, andando a considerare la zona plastica come una zona coesiva.

Barenblatt (1962) [82], invece, basandosi sulla natura atomica del processo di frattura, ipotizza una distribuzione di forza coesiva non lineare su una zona sufficientemente grande (relativamente alle dimensioni atomiche) lungo il piano del

difetto anziché una forza infinitesima concentrata lungo una linea. Da applicazioni successive della sua teoria, anche Barenblatt definisce la zona plastica come una zona coesiva.

Nonostante le varie definizioni, il significato fisico di zona coesiva è soggetto ancora ad interpretazioni personali. Il processo di frattura è rappresentato dal progressivo decadimento della resistenza dell'interfaccia costituita dai materiali adiacenti. La resistenza alla propagazione del difetto è rappresentata da forze coesive (*traction force*) che, sotto l'applicazione di un carico esterno, variano per effetto dei cambiamenti subiti dalla struttura atomica dei materiali coinvolti. Fino ad un certo valore di spostamento d'apertura delle superfici virtuali, tali forze coesive mostrano un trend crescente.

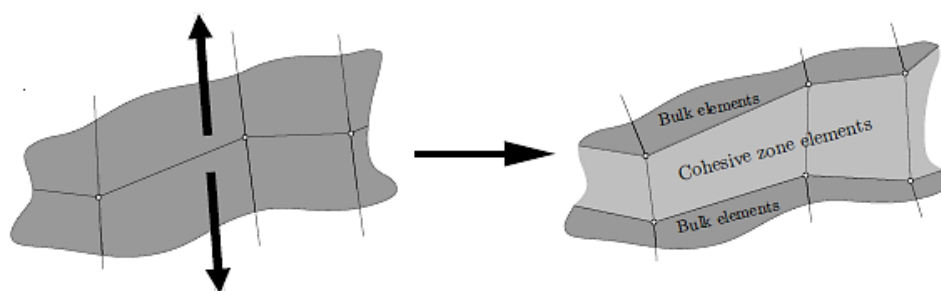


Fig. 6.10: Comportamento meccanico degli elementi coesivi.

Dal momento in cui si giunge ad un valore di spostamento d'apertura critico tra le superfici virtuali (rappresentate dagli elementi della zona coesiva), la traction force decresce tendendo a zero e gli elementi coesivi iniziano a danneggiarsi.

La modalità di variazione della forza coesiva in funzione della separazione delle superfici virtuali è detta *legge coesiva* (*cohesive law*) o *legge di trazione-separazione* (*traction-separation law*).

I punti fondamentali di un modello CZM sono proprio la tipologia della legge di trazione-separazione e i valori dei parametri coesivi ad essa associati. Poiché non è stato ancora sviluppato un metodo sperimentale per misurare direttamente una legge di trazione-separazione, alcuni ricercatori hanno approcciato al problema ipotizzando,

per una certa zona coesiva in esame e partendo da risultati di test sperimentali, una determinata forma della legge coesiva, descritta da una serie di parametri determinabili ottenendo una corrispondenza tra i risultati di una serie di simulazioni numeriche con un set di risultati sperimentali.

Nel corso degli anni sono stati proposti diversi modelli della zona coesiva e tutti sono stati in grado di prevedere con successo i comportamenti di componenti criccati. *Needleman* (1987) [84] ha proposto per primo una legge polinomiale per la descrizione del processo di nucleazione di vuoti in matrici metalliche. Nel 1992, in collaborazione con *Xu*, *Needleman* ha introdotto modelli esponenziali di danno per lo studio della propagazione instabile delle cricche nei materiali fragili soggetti a carichi dinamici e per il rapido accrescimento dei difetti lungo l'interfaccia di due materiali diversi. Sempre nel 1992, *Tvergaard* e *Hutchinson* hanno utilizzato un modello trapezoidale di legge coesiva per valutare la resistenza alla crescita di un difetto nei materiali elasto-plastici. *Geubelle* et al. (1998) hanno utilizzato un *CZM* bilineare per simulare la delaminazione di sottili piastre in composito soggette a basse velocità di impatto. Ad oggi, comunque, le forme di legge di trazione-separazione più utilizzate sono quella esponenziale, quella bilineare e quella lineare-esponenziale.

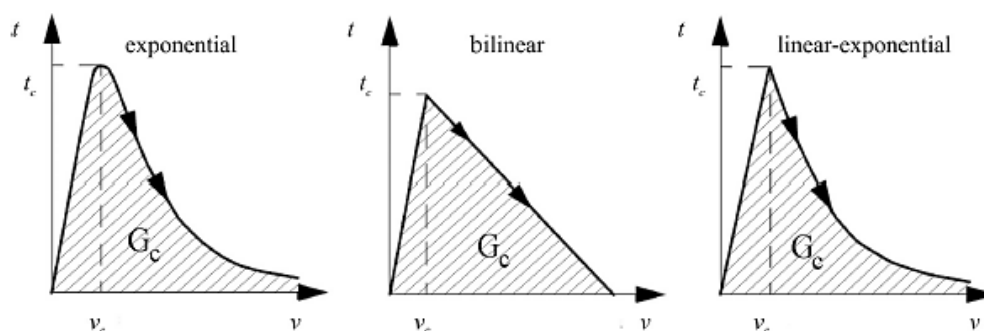


Fig. 6.11: Tipologie di traction-separation law più comuni.

Tra tutte le varie forme di leggi coesive c'è una caratteristica in comune, ossia quella per cui la *traction force* t cresce, con conseguente allungamento tra le superfici coesive per poi, a partire dal raggiungimento del valore di picco critico t_c in corrispondenza dello spostamento d'apertura critico v_c (istante in cui avviene la nucleazione del difetto, ossia il danneggiamento dell'elemento d'interfaccia), tendere

ad azzerarsi. Quando la traction force raggiunge il valore nullo (come nel caso del modello bilineare) o un valore di soglia prestabilito (come avviene nel modello esponenziale e in quello lineare-esponenziale), l'elemento che rappresenta la zona coesiva è completamente danneggiato, con conseguente formazione di una macrocricca locale. Il motivo per cui si fa riferimento a diversi modelli di danneggiamento è da ricercarsi nei vari meccanismi microstrutturali che possono avvenire nei materiali, come la nucleazione e la coalescenza dei microvuoti. Diversi ricercatori hanno studiato l'influenza della forma della legge coesiva sui risultati di simulazioni del processo di frattura (Needleman 1990, Tvergaard e Hutchinson 1992, Hutchinson e Evans 2000, Williams 2002, Jin e Sun 2005 ed altri) con il risultato che la forma della curva $t - v$ influenza in maniera significativa i risultati numerici e che, quindi, la scelta della stessa è un fattore di rilevanza primaria nello studio del processo di frattura.

L'espressione analitica della legge coesiva esponenziale è:

$$t = \frac{G_c}{v_c^2} v e^{-\frac{v}{v_c}}, \quad (6.139)$$

dove G_c è il valore critico dello strain energy release rate.

Per il modello bilineare, invece, si ha:

$$t = \begin{cases} \frac{2G_c}{v_m v_c} v & 0 \leq v \leq v_c \\ \frac{2G_c}{v_m} \left(\frac{v_m - v}{v_m - v_c} \right) & v_c < v \leq v_m, \\ 0 & v > v_m \end{cases} \quad (6.140)$$

dove v_m è il massimo spostamento tra le superfici coesive.

Il modello lineare-esponenziale, invece, è descritto dalla relazione:

$$t = \begin{cases} \frac{2qG_c}{v_c^2 (2+q)} v & 0 < v \leq v_c \\ \frac{2qG_c}{v_c^2 (2+q)} e^{q \left(1 - \frac{v}{v_c} \right)} & v > v_c \end{cases}, \quad (6.141)$$

dove q è il fattore di decadimento esponenziale.

Una volta fissata la forma della legge di trazione-separazione, per la definizione univoca del modello fisico in esame è necessario determinare i corrispondenti

parametri coesivi, ossia G_c e v_c per il modello esponenziale, G_c , v_c e v_m per il modello bilineare e G_c , v_c e q per il modello lineare-esponenziale.

G_c , valore critico dello strain energy release rate in corrispondenza del quale si ha la propagazione instabile di un difetto, è rappresentato dall'area sotto la curva t - v . Per i modelli esponenziale e lineare-esponenziale G_c è dato dalla relazione:

$$G_c = \int_0^{\infty} t \, dv \quad (6.142)$$

Per il modello bilineare, invece, si ha:

$$G_c = \int_0^{v_m} t \, dv \quad (6.143)$$

Il valore del massimo spostamento d'apertura v_m (a partire dal quale le superfici coesive si separano del tutto) è presente solo nel modello bilineare ed è legato a t_c e G_c tramite la relazione:

$$v_m = \frac{2G_c}{t_c} \quad (6.144)$$

È stato dimostrato che i parametri della zona coesiva non sono costanti relative al materiale coinvolto, ma dipendono, più in generale, dal singolo modello fisico in esame.

Diversi studiosi sono stati in grado di relazionarli alla deformazione plastica equivalente locale, alla triassialità dello sforzo in prossimità del difetto ed ai processi di crescita dei microvuoti. Per analisi elastiche, come nel caso di fratture fragili, il lavoro totale compiuto dalle forze esterne U_{ext} è somma di un'aliquota di energia di deformazione elastica recuperabile U_e e dell'aliquota di energia coesiva associata a G :

$$U_{ext} = U_e + \int G \, dA. \quad (6.145)$$

In accordo con la (6.135) e la (6.137) e procedendo a ritroso, l'espressione di G_c per analisi elastiche è:

$$G_c = \frac{dU_{ext}}{dA} - \frac{dU_e}{dA} - \frac{dU_{cin}}{dA}. \quad (6.146)$$

Per analisi che coinvolgono materiali elasto-plastici, invece, il lavoro totale svolto dalle forze esterne U_{ext} è somma di un'aliquota di energia elastica recuperabile U_e , di

un'aliquota di energia coesiva legata a G e di un'aliquota di energia di deformazione inelastica non recuperabile U_{in} :

$$U_{ext} = U_e + U_{in} + \int G dA \quad (6.147)$$

Di conseguenza, nel caso di analisi rivolte a materiali a comportamento elasto-plastico, l'espressione di G_c da adottare è:

$$G_c = \frac{dU_{ext}}{dA} - \frac{dU_e}{dA} - \frac{dU_{cin}}{dA} - \frac{dU_{in}}{dA} \quad (6.148)$$

Nei casi in cui si rientra nella condizione di small scale yielding, l'energia coesiva associata a G è somma dell'energia associata a tutti i processi dissipativi (come la cavitazione, lo scorrimento interno e, eventualmente, il *crack bridging*) che avvengono limitatamente nella zona di frattura, con esclusione dell'energia di deformazione inelastica U_{in} .

Infine, il valore di picco della traction force t_c (univocamente determinata una volta scelta la curva $t - v$ e fissati i relativi parametri coesivi) è generalmente legato al valore di snervamento del materiale in analisi.

6.4 Sviluppo modello numerico

In questo paragrafo viene descritto il software di calcolo utilizzato per l'attività numerica, i principali parametri per la modellizzazione attraverso CZM della problematica investigata, la messa a punto del modello per le giunzioni ENF non trattate e la successiva validazione attraverso confronto numerico-sperimentale per le giunzioni trattate.

6.4.1 Scelta del software

MSC.Marc consente di eseguire simulazioni non lineari e di implementare i modelli della zona coesiva illustrati nel paragrafo 6.3.3. L'algoritmo del CZM presente in MSC.Marc è basato sull'ipotesi per cui le traction force sono funzioni degli spostamenti relativi dei bordi superiore e inferiore o delle superfici di un elemento 2D o 3D, rispettivamente. Facendo riferimento alla Fig. 6.12, gli spostamenti relativi sono scomposti lungo una direzione normale e due direzioni di taglio. Ogni componente

dello spostamento relativo è espresso come la distanza tra i centri delle facce o bordi dell'elemento. Lo spostamento di apertura effettivo δ è quindi espresso tramite la semplice applicazione del teorema di Pitagora.

$$\begin{aligned}
 \delta_n &= u_1^{top} - u_1^{bottom}, \\
 \delta_s &= u_2^{top} - u_2^{bottom}, \\
 \delta_t &= u_3^{top} - u_3^{bottom}, \\
 \delta &= \sqrt{\delta_n^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2},
 \end{aligned} \tag{6.149}$$

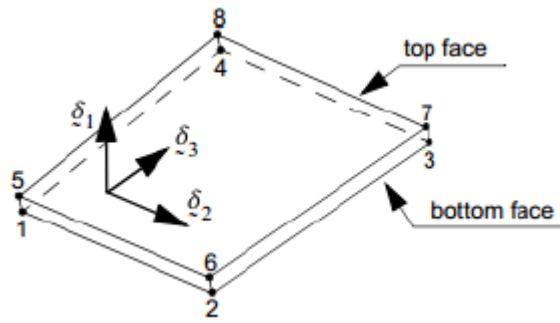


Fig. 6.12: Elemento interfaccia con sistema di riferimento basato su un punto di integrazione

dove u sono gli spostamenti e δ_n , δ_s , δ_t , sono gli spostamenti relativi nelle direzioni normale, di taglio e di strappo, rispettivamente. Nel caso di carichi di compressione la (6.149) diventa:

$$\delta = \sqrt{\left[\max(\delta_n, 0) \right]^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2}. \tag{6.150}$$

In MSC.Marc l'elemento della zona coesiva è in grado di sopportare un carico di compressione fin quando è interdetta la compenetrazione, nonostante sia possibile rendere la rigidezza a compressione funzione del corrispondente spostamento (negativo) d'apertura.

Le leggi di trazione implementate in MSC.Marc sono quella bilineare, quella esponenziale e quella lineare-esponenziale. Ognuna di esse caratterizza il comportamento dell'elemento coesivo come reversibile e irreversibile, rispettivamente prima e dopo aver raggiunto il valore dello spostamento d'apertura critico. Al comportamento irreversibile dell'elemento coesivo è associato un parametro di danno D che va da zero (in corrispondenza del valore critico dello spostamento d'apertura δ_c ,

per il quale si ha la nucleazione del difetto e l'inizio del danneggiamento dell'elemento) a 1 (che si ha quando la traction force si annulla, con propagazione della cricca e completo danneggiamento dell'elemento). Il parametro di danno D è definito dalla seguente funzione scalare:

$$D(\delta) = \frac{G(\delta) - G(\delta_c)}{G_c - G(\delta_c)}, \quad \delta \geq \delta_c. \quad (6.151)$$

MSC.Marc consente di simulare anche i modi di frattura misti. Modo II e Modo III sono associati entrambi ad uno sforzo di taglio e trattati anch'essi con una certa legge di trazione. Per una generica simulazione, il modo di frattura misto è governato da un primo rapporto tra la traction force normale t_I e la traction force di taglio t_{II} e da un secondo rapporto tra lo strain energy release rate critico nella direzione di taglio $G_{c,II}$ e lo strain energy release rate critico nella direzione normale $G_{c,I}$:

$$t_{II} = \beta_1 t_I \quad (6.152)$$

$$G_{c,II} = \beta_2 G_{c,I} \quad (6.153)$$

MSC.Marc approccia le simulazioni di frattura come modo misto: l'entità e la tipologia di carico determinano poi a quale modo o combinazione di modi la frattura è relazionata.

Al fine di aiutare il rateo di convergenza nella simulazione e di prevenirne l'instabilità è possibile introdurre un certo smorzamento, rappresentato da una dissipazione di energia viscosa. Il contributo viscoso che viene aggiunto è così definito:

$$t^{vis} = \frac{\zeta t_c \dot{\delta}}{\dot{\delta}_0}, \quad (6.154)$$

dove t^{vis} è il contributo viscoso della traction force, ζ è il fattore di energia viscosa e $\dot{\delta}_0$ è un valore di riferimento della variazione dello spostamento d'apertura.

MSC.Marc richiede l'implementazione di determinati parametri per modellare gli elementi della zona coesiva ai quali, innanzitutto, è necessario associare un certo materiale coesivo e caratteristiche proprietà geometriche, come la *thickness direction*. Per tali elementi è possibile scegliere tra due tipologie di punti di integrazione: i punti

gaussiani (corrispondenti al metodo di integrazione di Gauss) e direttamente i nodi associati al metodo di integrazione di Newton-Cotes.

Per la definizione del materiale coesivo assegnato agli elementi della zona coesiva sono richiesti i seguenti parametri:

- la tipologia della legge di trazione-separazione (bilineare, esponenziale, lineare-esponenziale);
- il metodo di calcolo della matrice di rigidezza (secante o tangente);
- il valore critico dello strain energy release rate G_c ;
- il valore critico dello spostamento d'apertura δ_c ;
- il massimo valore di spostamento d'apertura δ_m (solo per il modello bilineare);
- il fattore di decadimento esponenziale q (solo per il modello esponenziale);
- i rapporti β_1 e β_2 , definiti nella (6.152) e nella (6.153);
- il fattore di irrigidimento dovuto alla compressione (il valore di default è 0);
- il fattore di energia viscosa per lo smorzamento ζ (input opzionale);
- il valore di riferimento del rateo dello spostamento d'apertura $\dot{\delta}_0$ (input opzionale).

Infine, è bene sottolineare il fatto che gli elementi coesivi possono essere modellati o come elementi piatti d'interfaccia (aventi volume nullo nei casi 3D oppure area nulla nei casi 2D), o come elementi caratterizzati da un certo “spessore” (aventi, quindi, un volume finito nei casi 3D oppure un'area finita nei casi 2D).

6.4.2 Implementazione CZM

La prima operazione eseguita nella definizione del modello numerico è stata la generazione della geometria della giunzione, degli appoggi e del punzone. In particolare, i valori di lunghezza L , di altezza $2h$ e di spessore della giunzione b , di estensione dell'incollaggio $L-a_i$ e dello spessore dell'adesivo adottati coincidono con i corrispondenti valori definiti in Fig. 5.11. La distanza tra gli appoggi (aventi un

raggio di 3 mm) è pari a 80 mm; la distanza tra il punzone (di raggio 4 mm) e i due appoggi, invece, è di 40 mm.

L'analisi, riconducibile ad un caso 2D in condizioni di *plain strain*, è stata condotta utilizzando elementi isoparametrici a 4 nodi di tipo 151 per la modellazione degli aderendi, elementi isoparametrici a 4 nodi di tipo 11 per la modellazione dell'adesivo e elementi a 4 nodi di tipo 186 per la modellazione delle interfacce aderendo-adesivo, rappresentative delle zone coesive del modello.

In particolare, gli elementi interfaccia sono stati modellati a spessore nullo, ossia con estensione solamente in direzione x . Gli aderendi sono stati modellati utilizzando per ognuno di essi due file di elementi 151 lungo lo spessore. Di conseguenza per ogni fila di elemento è stata ricavato lo spessore relativo percentuale della singola lamina, al fine di riprodurre lo schema di stratificazione $[0_2, 90, 0_2, 90, \bar{0}]_s$ (Fig. 6.13).

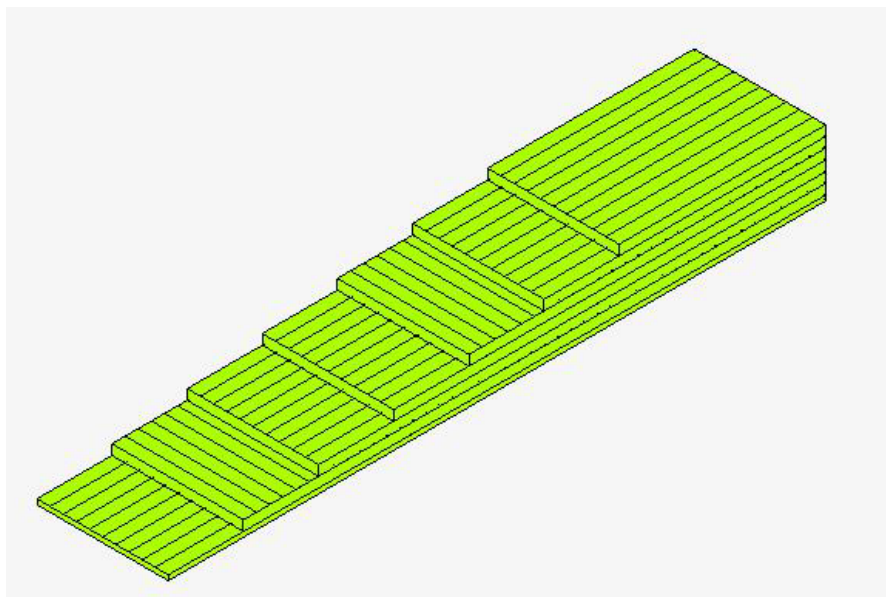


Fig. 6.13: Implementazione in MSC.Marc della stratificazione degli elementi superiori degli aderendi.

In totale ogni aderendo è risultato essere discretizzato in 400 elementi, aventi ognuno dimensioni medie di circa 1 mm in direzione x e 1 mm in direzione y . L'adesivo, invece, è stato modellato con una sola fila di elementi lungo lo spessore,

per un totale di 75 elementi (anche in questo caso uniformi tra loro) dalle dimensioni medie di 1 mm lungo x e 0,5 mm lungo y .

A tutti gli elementi sono state assegnate le corrispondenti proprietà geometriche (*planar plain strain-composite* per i 151, *planar plain strain* per gli 11 e *planar-interface* per i 186), imponendo ad ognuno di essi come valore di spessore lungo l'asse z la media delle misurazioni effettuate sui giunti testati. Per semplicità di trattazione, la parte relativa alla definizione degli elementi utilizzati è stata riportata in APPENDICE B.

Sono stati modellati i provini che hanno mostrato rotture adesive, ovvero i provini non trattati e trattati con densità di trattamento pari al 13%. Infatti, nei provini in cui si è verificata la rottura dell'aderendo, il cedimento non è da attribuire ad un pretrattamento non ottimale ma piuttosto alla condizione limite di resistenza degli aderendi. Dunque, in ottica di modellazione numerica del laser texturing, non ha senso fisico considerare i provini con rotture degli aderendi in quanto l'interfaccia adesivo-aderendo, modellata con elementi coesivi, non ha mostrato danneggiamento.

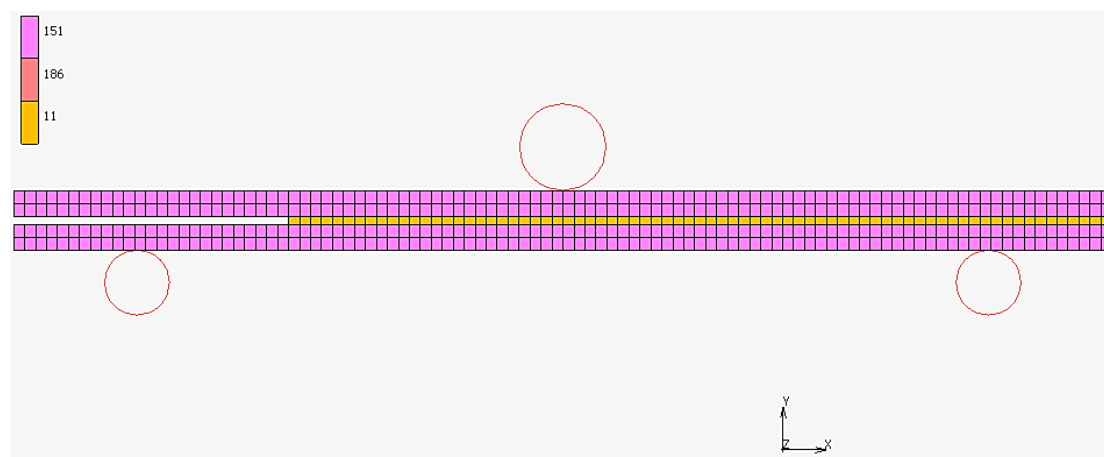


Fig. 6.14: Rappresentazione della geometria, del sistema di riferimento globale e della griglia di calcolo: gli elementi 186 delle due interfacce hanno estensione solo lungo x

6.4.3 Sviluppo modello numerico ed analisi dei risultati

Dopo aver definito il dominio di calcolo sono stati implementati i materiali rappresentativi della singola lamina degli aderendi e dell'adesivo. Nel primo caso, la lamina è stata modellata come un materiale elastico ortotropo, a cui sono state assegnate le proprietà meccaniche enunciate nel paragrafo 5.3.2. Tali proprietà sono state quindi associate a tutti i layer costituenti gli elementi 151. L'adesivo, invece, è stato modellato come materiale elasto-plastico isotropo, di cui ne sono stati indicati il valore del modulo di Young, del carico a rottura e del coefficiente di Poisson indicati su scheda tecnica, la quale è riportata in APPENDICE A.

Per la caratterizzazione degli elementi coesivi, invece, è stato necessario indicarne:

- il modello di danneggiamento (esponenziale, bilineare, lineare-esponenziale);
- i parametri coesivi corrispondenti.

Al fine di stabilire qual è la legge di danno più rappresentativa del fenomeno investigato, sono state effettuate delle simulazioni di provini non trattati con la legge di danno lineare, esponenziale e lineare-esponenziale, definiti nel paragrafo 6.3 e rispettivamente in conformità alle equazioni (6.140), (6.139) e (6.141). Una volta ottimizzati i parametri per tutte e tre le leggi di danno, si è osservato che la legge di danno che meglio riesce a fittare le curve sperimentali è quella esponenziale. Infatti, osservando Fig. 6.15, è possibile affermare che il modello lineare, con i valori energetici ottenuti dai test, tende a presentare un plateau nei pressi del valore di carico massimo, per cui si discosta da ciò che è stato osservato sperimentalmente; il modello lineare-esponenziale presenta un primo punto di massimo relativo in corrispondenza dei quali gli elementi incominciano a danneggiarsi, seguito da un punto di massimo a valori di carico a rottura molto maggiori da quelli reali ed implementati; la legge di danno esponenziale presenta un valore di massimo relativo molto vicino al punto di rottura reale, seguita da una crescita dovuta essenzialmente ad una propagazione stabile della cricca. Dunque, è possibile affermare che la legge di danno esponenziale è la più idonea per modellare il fenomeno investigato.

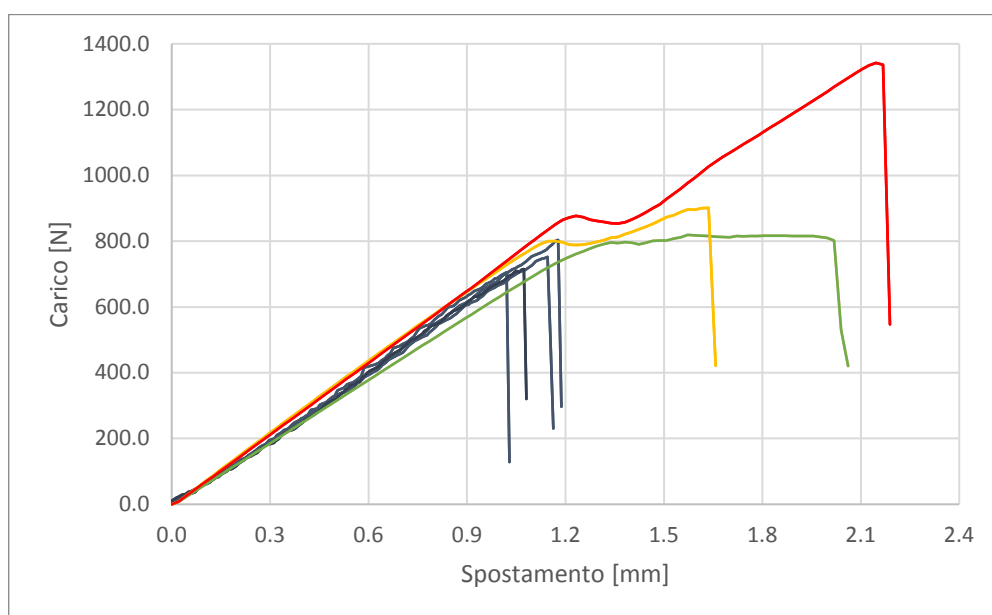


Fig. 6.15: Confronto sperimentale-numerico delle curve carico-spostamento: in blu sono riportati i risultati sperimentali, in verde la simulazione con legge di danno lineare, in arancione con legge di danno esponenziale, ed in rosso con la legge di danno lineare-esponenziale.

In definitiva, la scelta della *traction curve* è ricaduta sul modello esponenziale, per la cui definizione univoca sono stati implementati il *critical strain energy release rate* G_c e lo *spostamento d'apertura critico* v_c . In tale modello numerico, quindi, il comportamento dell'interfaccia aderendo-adesivo è descritto, avendo scelto di utilizzare il modello esponenziale di danno, dalla coppia di parametri (G_c, v_c) . Si ipotizza che l'interfaccia tra adesivo e aderendo si comporti in maniera equivalente ad un materiale coesivo descritto dai parametri G_c e v_c .

Dai risultati sperimentali sono stati ottenuti i valori di G_c relativi al caso di provini trattati e al caso di provini non trattati. Invece la determinazione dei valori di v_c è stata ottenuta mediante metodo iterativo inverso, come fatto in [86]. La messa a punto del modello è stata effettuata ottenendo per iterazione il valore di v_c che permetteva di fittare le curve numeriche con quelle sperimentali dei provini non trattati, mentre la validazione è stata effettuata ottenendo analiticamente il valore v_c per i provini trattati e confrontando la curva numerica con quelle sperimentali.

Per lo sviluppo del modello numerico, sono stati definiti 3 corpi deformabili (rappresentati dagli elementi dell'aderendo superiore, dell'adesivo e dell'aderendo

inferiore) e di 3 corpi indeformabili (costituiti dalle superfici rappresentative degli appoggi e del punzone). Successivamente sono state definite due tipologie di iterazioni di contatto, una tra due generici corpi deformabili ed una tra un corpo deformabile ed uno indeformabile. Queste due iterazioni, in ognuna delle quali è imposto un contatto di tipo *touching* tra le parti, sono state richiamate nella *contact table* al fine di assegnare i contatti tra i vari corpi come riportato in Fig. 6.14. È bene evidenziare il fatto che è stato necessario definire anche il contatto tra i due aderendi al fine di evitare la loro compenetrazione nel corso della simulazione.

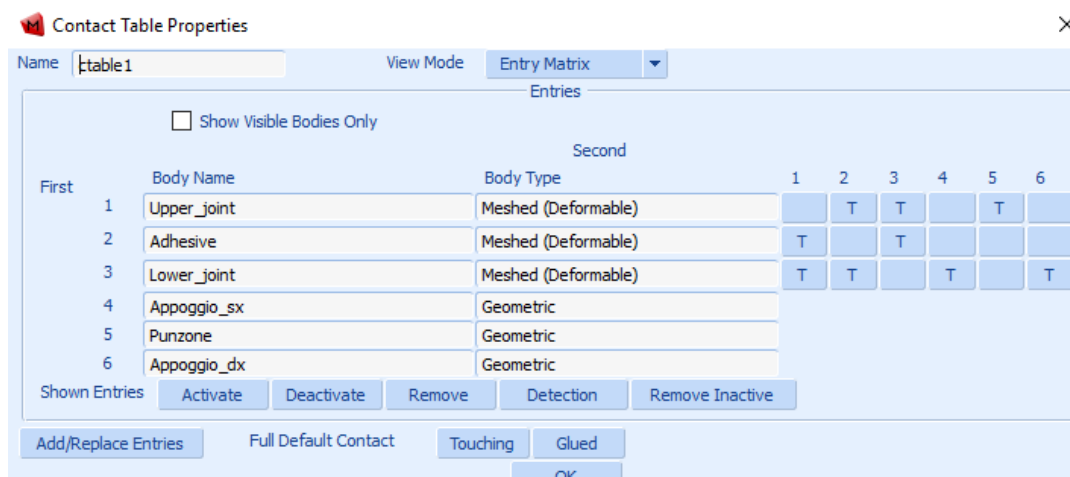


Fig. 6.16: Contact table implementata nel modello.

Successivamente sono state definite le seguenti condizioni al contorno:

- blocco degli appoggi;
- spostamento del punzone in direzione y con velocità di $-0,085$ mm/s (pari alla velocità di prova di $5,1$ mm/min);
- spostamento nullo in direzione x dei nodi posti lungo la mezzzeria della giunzione, al fine di evitarne un eventuale moto rigido.

Infine, è stato definito un loadcase di tipo strutturale-statico, opportunamente richiamato nel job (strutturale). Poiché la risposta forza-spostamento è instabile dall'istante in cui gli elementi coesivi iniziano a danneggiarsi, per stabilizzare la

soluzione è stato introdotto lo smorzamento viscoso, con fattore di energia viscosa ζ pari a 1×10^{-3} .

Per tali elementi, inoltre, la tipologia dei punti di integrazione scelta è stata quella dei punti gaussiani.

Il tempo totale del loadcase è di 30 s; poiché ci si aspetta una risposta instabile, si è scelto di utilizzare una *time stepping procedure* di tipo adattativo, imponendo come valore minimo di time step consentito 1×10^{-5} s. Il numero di ricicli per incremento è stato posto pari a 5, mentre il *target maximum incremental displacement* inserito è di 5×10^{-2} mm.

Come precedentemente affermato, le curve riportate in Fig. 6.15 sono state definite con i valori ottenuti sperimentalmente e tramite metodo inverso. Per completezza di trattazione, è di seguito riportato l'approccio che ha portato alla definizione dei parametri ottimali per il caso di provini non trattati con la legge di danno esponenziale. Il primo step per la determinazione dei parametri degli elementi coesivi rappresentativi del comportamento delle interfacce tra l'adesivo e gli aderendi non trattati è consistito nello stabilire i valori di G_c e v_c . Per quanto riguarda G_c , il valore da implementare è stato ottenuto dai test sperimentali utilizzando la Eq. (5.2).

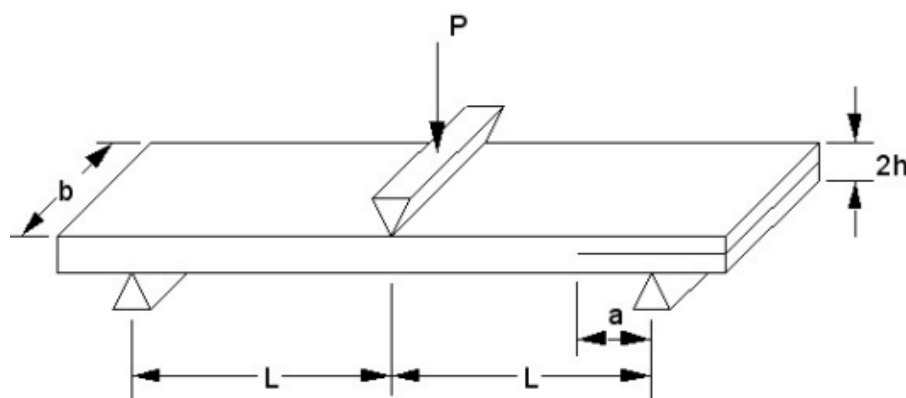


Fig. 6.17: Generico provino ENF.

Per v_c , invece, si è deciso di utilizzare un valore di riferimento preso dalla letteratura scientifica [67] relativo a una giunzione avente anch'essa aderendi in materiale

composito a matrice epossidica. La coppia di parametri coesivi di primo tentativo utilizzata è riportata in Tabella 6.2.

Tabella 6.2: Valori di primo tentativo di G_c e v_c per i giunti non trattati.

G_c (N/mm)	v_c (mm)
0,560	0,067

Implementando i parametri di primo tentativo nel modello e confrontandoli con i parametri sperimentali (Fig. 6.16), si è osservato che la risposta del modello numerico risulta essere molto più cedevole rispetto a ciò che è stato osservato sperimentalmente.

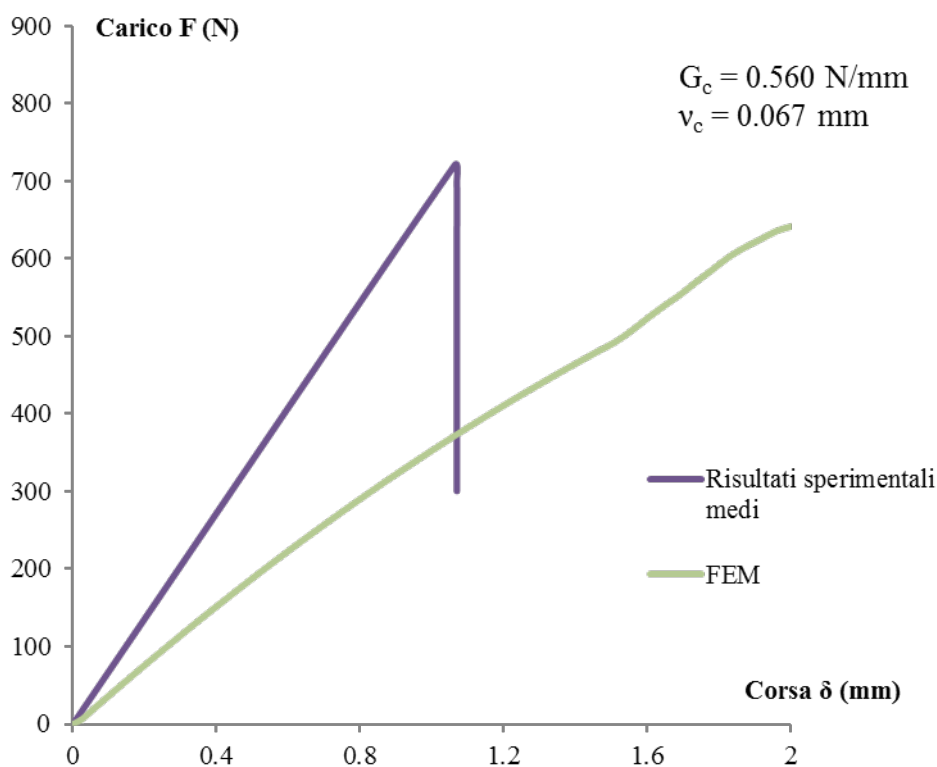


Fig. 6.18: Primo confronto numerico-sperimentale per i giunti non trattati.

In virtù di ciò, è stata effettuata un'analisi di influenza del valore v_c sulla risposta meccanica del provino a livello numerico. In particolare, andando ad aumentare v_c si è visto che le curve $F-\delta$ hanno continuato ad abbassarsi, discostandosi ulteriormente dai risultati sperimentali; viceversa un miglioramento lo si è avuto andando ad abbassare v_c . Eseguendo tre simulazioni con valori di v_c inferiori, rispettivamente, del 20%, 25% e 32% rispetto al valore di primo tentativo, le curve numeriche si sono avvicinate gradualmente a quella sperimentale, anche se in maniera ancora non accettabile. In tali simulazioni, però, il modello numerico è stato in grado di simulare la nucleazione e propagazione (seppur stabile) del difetto, a differenza di quanto avvenuto nel caso precedente. Ciò è evidente dalla possibilità di identificare in maniera ben distinguibile un punto di massimo nella curva $F-\delta$. Questo aspetto ha consentito di eseguire un primo confronto con i risultati sperimentali non solo in termini qualitativi, ma anche quantitativi in quanto è presente un punto di massimo. I risultati ottenuti sono riportati in Fig. 6.19. Tale comportamento del modello è in accordo con ciò che è stato osservato in [87].

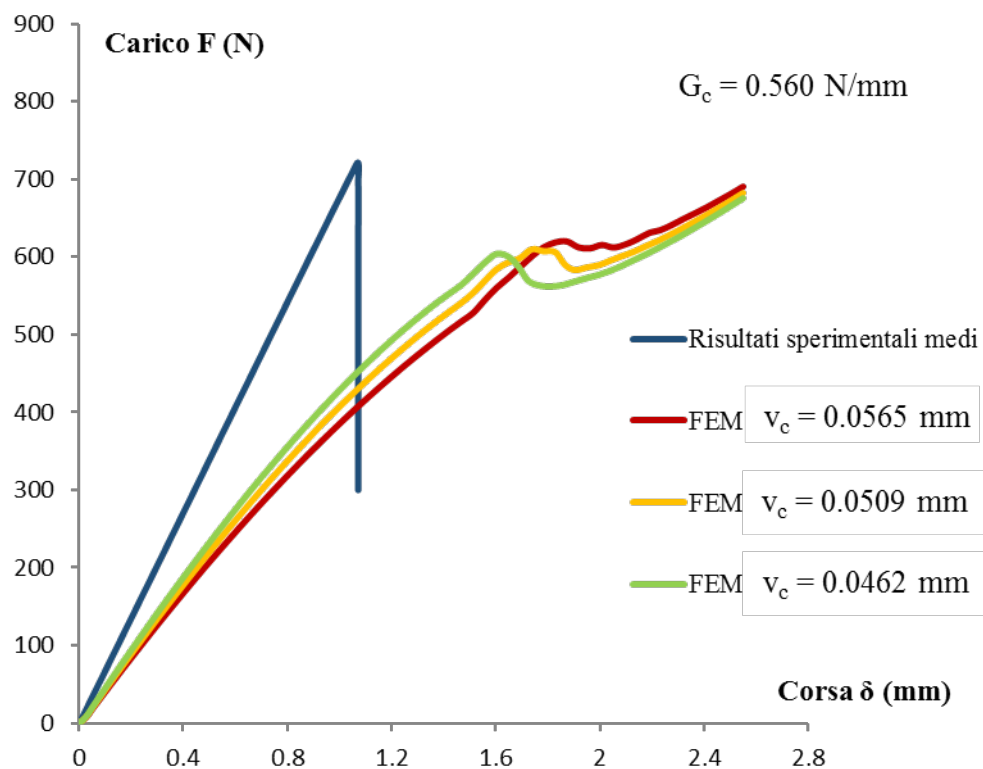


Fig. 6.19: Confronti numerico-sperimentale per i giunti N.

La convergenza tra numerico e sperimentale è stata ottenuta utilizzando i valori riportati in Tabella 6.3. Confrontando la curva ottenuta con le curve sperimentali relative ai provini non trattati (Fig. 6.20), è possibile affermare che il modello è stato in grado di simulare in maniera accettabile la risposta meccanica del provino fino al punto di propagazione della cricca. Infatti, mentre sperimentalmente si è osservata una propagazione instabile con rottura di schianto, numericamente la propagazione risulta essere stabile. In conseguenza di ciò, superato il punto di inizio propagazione, il numerico si discosta dallo sperimentale. Dunque è possibile affermare che tale modellazione è in grado di simulare la risposta meccanica dell'incollaggio se si va ad escludere la parte della curva numerica relativa alla propagazione di cricca.

Tabella 6.3: Valori dei parametri coesivi rappresentativi del comportamento dell'interfaccia aderendo-adesivo dei giunti non trattati.

G_c^* (N/mm)	v_c^* (mm)
0.560	0.014

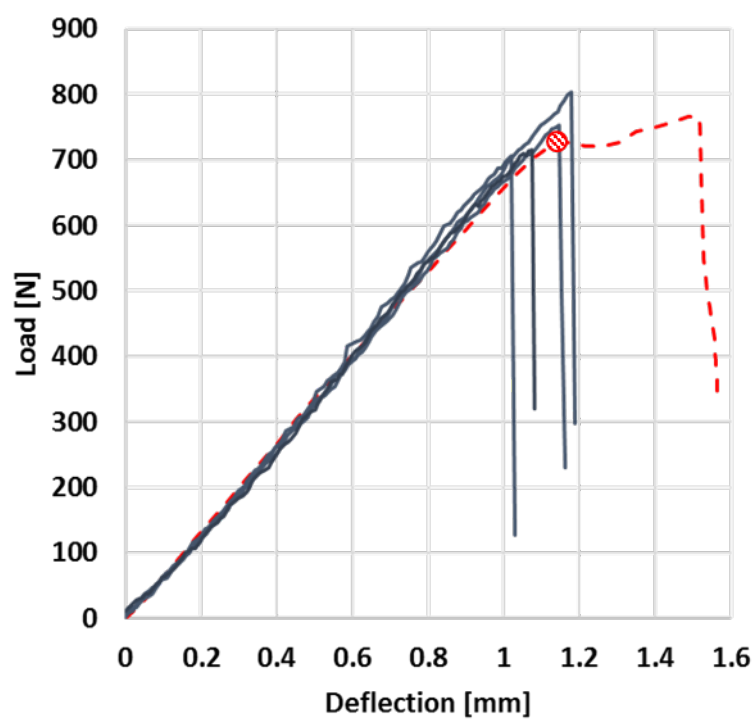


Fig. 6.20: Confronto curve carico-spostamento sperimentali (blu) e numerico (rosso), relativi a provini non trattati. Il punto rosso rappresenta il punto di inizio propagazione della cricca.

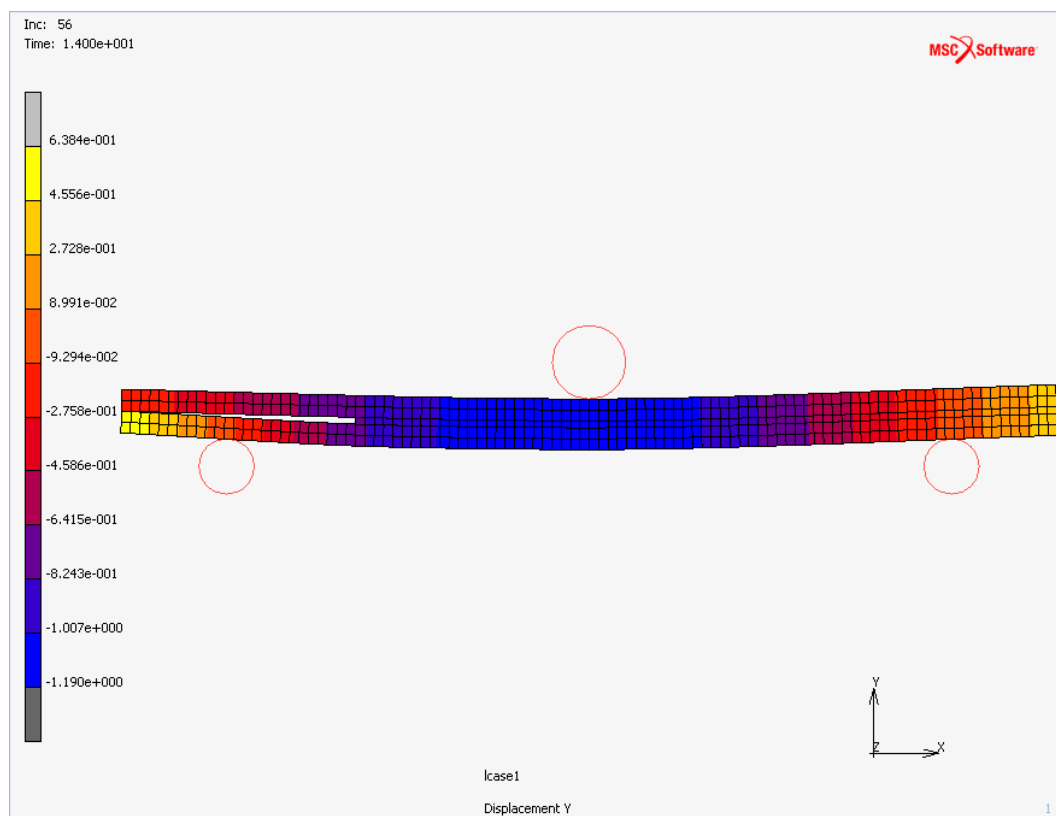


Fig. 6.21: Spostamento degli elementi lungo y relativo a provino non trattato nel momento di inizio propagazione della cricca.

Definita la forma della legge di danno, è bene evidenziare il fatto che il modello numerico rappresenta in maniera corretta la risposta meccanica della giunzione solamente fino al momento di innesco del danno. Nei test sperimentali, infatti, la rottura è sempre risultata essere instabile. Il modello FEM, invece, ha simulato una propagazione stabile della frattura: a seguito di una prima propagazione parziale di quest'ultima, infatti, ne è seguita una fase di arresto e, solo al termine di quest'ultima, un'ultima fase di propagazione. Ciò si è tradotto nella presenza nelle curve numeriche $F-\delta$ di due punti di massimo, a differenza di quanto presente nelle curve sperimentali. Tuttavia, si è ritenuto accettabile il fatto che il modello abbia simulato una propagazione stabile anziché instabile della frattura. Poiché, infatti, si vuole valutare la resistenza della giunzione è stato ritenuto sufficiente rappresentare correttamente il comportamento della giunzione fino al momento di innesco del danno ed associare il valore del carico ottenuto in questo istante (corrispondente al primo punto di massimo)

alla reale resistenza della giunzione, restando aderenti, nell'interpretazione dei risultati numerici, alla modalità con cui il fenomeno si manifesta nella realtà.

La validazione del modello è stata effettuata estendo il modello ottimizzato per le giunzioni non trattate alle giunzioni trattate col laser. Per la determinazione dei parametri coesivi rappresentativi del comportamento delle interfacce tra l'adesivo e gli aderenti trattati con il laser, il valore di G_c è ottenuto direttamente dai test sperimentali, mentre il valore di v_c è calcolabile attraverso il rapporto G_c/v_c determinato per i provini non trattati. La coppia dei parametri coesivi ottenuta in questo modo è riportata in Tabella 6.4.

Tabella 6.4: Valori di G_c e v_c per i giunti trattati col laser.

G_c (N/mm)	v_c (mm)
2.410	0.060

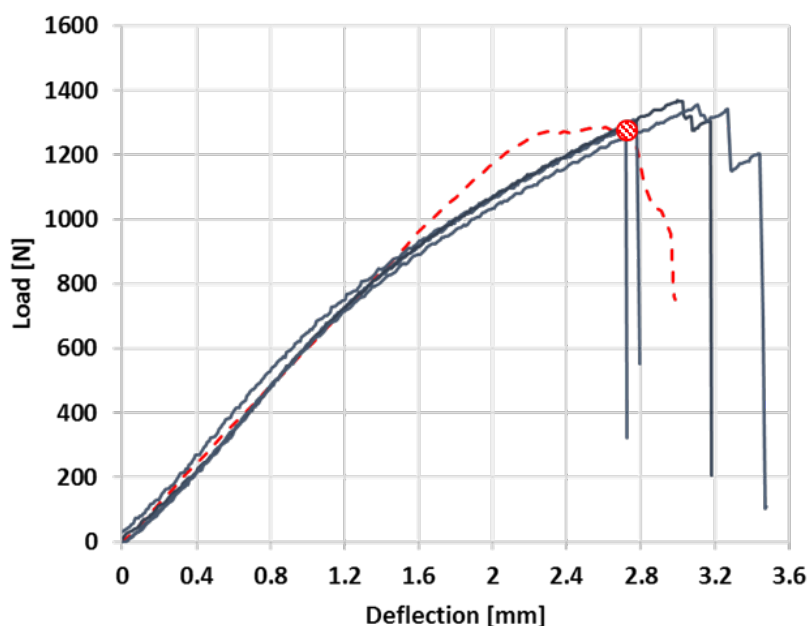


Fig. 6.22: Confronto curve carico-spostamento sperimentali (blu) e numerico (rosso), relativi a provini trattati. Il punto rosso rappresenta il punto di inizio propagazione della cricca.

Come è stato precedentemente osservato nel caso di giunzioni non trattate, i risultati numerici relativi ai provini trattati mostrano un buon accordo con i test sperimentali fino al punto di propagazione della cricca. Successivamente le curve numeriche divergono (seppure in maniera minore rispetto il caso non trattato) da quelle sperimentali. Tuttavia, la curva numerica ottimale presenta soltanto un punto di massimo in corrispondenza del punto di inizio propagazione della cricca. Osservando Tabella 6.5 e Tabella 6.6, è possibile affermare che il modello è in grado di prevedere il carico e lo spostamento del punto di inizio propagazione del danno (e dunque del cedimento reale della giunzione) con un errore inferiore al 5%.

Tabella 6.5: Confronto numerico-sperimentale nel punto di inizio propagazione di cricca, relativo a provini non trattati.

	F_{\max} (N)	δ_{\max} (mm)
Risultati sperimentali medi	740	1.12
FEM	725	1.15
Variazione percentuale	- 2.0%	+ 2.7%

Tabella 6.6: Confronto numerico-sperimentale nel punto di inizio propagazione di cricca, relativo a provini trattati col laser.

	F_{\max} (N)	δ_{\max} (mm)
Risultati sperimentali medi	1327	2.91
FEM	1280	2.78
Variazione percentuale	- 3.5%	- 4.5%

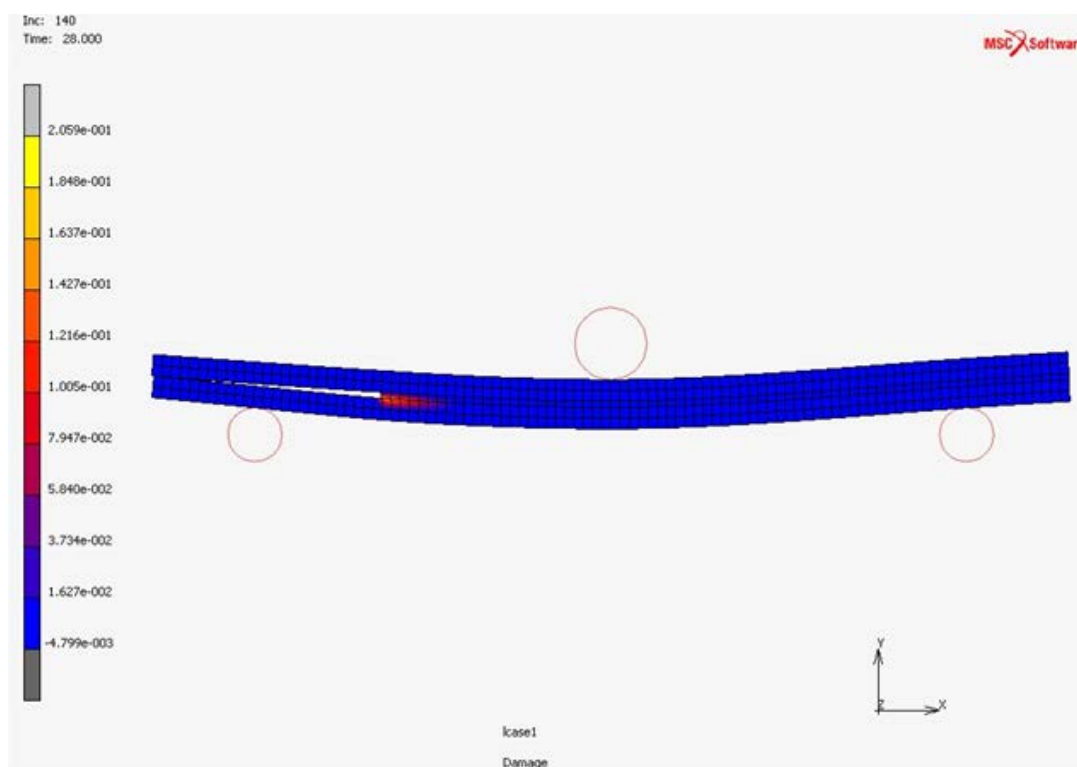


Fig. 6.23: Simulazione provino ENF trattato col laser: in rosso è riportata la zona di processo di frattura, in cui gli elementi interfaccia iniziano a danneggiarsi.

6.4.4 Sviluppi futuri

L'analisi numerica effettuata finora ha mostrato l'efficacia e le potenzialità modello di simulare il fenomeno investigato. Infatti, tale modello è in grado di replicare la risposta meccanica dei provini e di prevedere il punto di inizio propagazione della cricca. L'analisi è stata effettuata in uno spazio 2D, dove il contributo locale del trattamento di laser texturing è omogeneizzato in una interfaccia equivalente, che non permette di valutare il contributo della singola incisione laser. Tale modello può rappresentare, comunque, un'ottima base per lo sviluppo futuro di un modello 3D in cui è possibile andare a valutare il contributo della singola incisione laser sulla resistenza del giunto. Inoltre, ulteriori prove sperimentali per sollecitazioni di modo I e modo misto permetterebbero di estendere il modello a sollecitazioni e geometrie di giunzioni più complesse. Combinando questi due aspetti sarebbe possibile definire numericamente il texturing ottimale del trattamento laser, andando così ad ottimizzare i tempi e costi del processo di pretrattamento.

CONCLUSIONI

In questo lavoro di tesi è stata studiata l'efficacia di un trattamento di laser texturing per l'incollaggio di componenti in materiale composito polimerico termoindurente. Inoltre, è stato sviluppato un approccio numerico basato su modelli di danno coesivi per la previsione dell'influenza del trattamento laser, in particolare per l'identificazione dei parametri coesivi rappresentativi del comportamento delle interfacce di giunti incollati trattate e non trattate. Le giunzioni adottate, denominate ENF, sono tali da sollecitare l'incollaggio di modo II, e sono state realizzate con aderendi in CFRP e adesivo epossidico in pasta bicomponente con cura a temperatura ambiente. L'individuazione di tali parametri numerici ha un risvolto diretto nella progettazione di giunti costituiti dagli stessi materiali trattati poiché consente, mediante implementazione al FEM, di modellare correttamente la zona d'interfaccia e di valutare l'influenza del trattamento laser.

Dunque l'attività è consistita in una prima parte sperimentale, nella quale sono stati realizzati e testati i provini ENF con varie densità di trattamento. Da questa è stata definita la condizione limite per la quale si ottengono rotture di tipo adesivo (condizione importante per poter valutare quantitativamente l'influenza del trattamento sulla resistenza a rottura dei giunti), e sono stati ottenuti i valori delle energie di frattura da implementare nel modello FEM. Nella seconda parte, invece, si è passati allo sviluppo di un modello numerico rappresentativo del fenomeno investigato. In particolare, l'interfaccia è stata modellata come una zona coesiva, con elementi caratterizzati da un comportamento meccanico definito da una legge di danneggiamento t - δ di tipo esponenziale e dai parametri coesivi G_c e v_c .

In primo luogo si è proceduto alla messa a punto del modello per i provini non trattati attraverso metodo inverso, ovvero fittando la curva F - δ numerica con quelle sperimentali, dunque si sono ottenuti per estrapolazione i parametri per i provini trattati attraverso i quali è stata effettuata la validazione confrontando la curva numerica con quelle sperimentali.

Per quanto riguarda le giunzioni non trattate, i risultati sperimentali hanno mostrato che i materiali scelti sollecitati di modo II necessitano di un pretrattamento superficiale. I parametri coesivi ottenuti per le queste giunzioni simulano

correttamente il comportamento dell'interfaccia. Questi, quindi, sono utilizzabili a fini progettuali associando la resistenza dell'incollaggio a quella relativa all'istante in cui il modello FEM prevede l'inizio della propagazione della cricca negli elementi coesivi.

Per quanto riguarda i giunti trattati, la densità di trattamento del 13% è risultata essere quella ottimale, ovvero la condizione limite al di sopra della quale la modalità di rottura passa da *adesive* a *stock-break*. Dunque la modellazione dei giunti ENF trattati ha riguardato quest'ultimo valore di densità di trattamento. Le simulazioni numeriche per questi provini sono risultate in accordo con ciò che è stato osservato sperimentalmente.

Il modello sviluppato può rappresentare, inoltre, un'ottima base per lo sviluppo di un modello tridimensionale in cui è possibile andare a valutare il contributo della singola incisione laser sulla resistenza del giunto. Inoltre, ulteriori prove sperimentali per sollecitazioni di modo I e modo misto permetterebbero di estendere il modello a geometrie più complesse. Combinando questi due aspetti sarebbe possibile definire numericamente il texturing ottimale del trattamento laser, ottimizzando così tempi e costi del processo di pretrattamento.

APPENDICE A

Scheda tecnica adesivo epossidico EA 9309.3NA.



Technical Process Bulletin

LOCTITE EA 9309.3NA AERO Epoxy Paste Adhesive (KNOWN AS Hysol EA 9309.3NA)

INTRODUCTION

LOCTITE EA 9309.3NA AERO is a toughened two-part paste adhesive. It contains 5 mil/0.13 mm glass beads for bondline thickness control. LOCTITE EA 9309.3NA AERO bonds metal skins and honeycomb core to yield tough permanently flexible joints resistant to humidity, water and most common fluids. Its outstanding feature is high shear and peel strength to aluminum.

FEATURES

- High Shear Strength
- High Peel Strength
- Bondline Thickness Control
- Good Environmental Resistance

Uncured Adhesive Properties

	<u>Part A</u>	<u>Part B</u>
Color	Pink-red	Blue
Viscosity @ 77°F	1500-3,800 Poise	0.1-0.2 Poise
Brookfield Viscometer	HBT 7 @ 20 rpm	LVF Spdl 1 @ 60 rpm
Viscosity @ 25°C	150-300 Pa-s	0.01-0.02 Pa-s
Brookfield Viscometer	HBT Spdl 7 @ 2.1 rad/s	LVF Spdl 1 @ 6.3 rad/s
Density (g/ml)	1.15	1.0
Warranty Life @ <77°F/25°C	1 year	1 year

This material will normally be shipped at ambient conditions, which will not alter our standard warranty, provided that the material is placed into its intended storage upon receipt. Premium shipment is available upon request.

Handling

Mixing - This product requires mixing two components together just prior to application to the parts to be bonded. Complete mixing is necessary. The temperature of the separate components prior to mixing is not critical, but should be close to room temperature (77°F/25°C).

Mix Ratio	<u>Part A</u>	<u>Part B</u>
By Weight	100	22

Note: Volume measurement is not recommended for structural applications unless special precautions are taken to assure proper ratios.

Pot Life (450 gram mass) 35 minutes @ 77°F/25°C
Method - ASTM D2471 in water bath.





Technical Process Bulletin

LOCTITE EA 9309.3NA AERO
Epoxy Paste Adhesive
(KNOWN AS Hysol EA 9309.3NA)

Application

Mixing - Combine Part A and Part B in the correct ratio and mix thoroughly. THIS IS IMPORTANT! Heat buildup during or after mixing is normal. Do not mix quantities greater than 450 grams as dangerous heat buildup can occur causing uncontrolled decomposition of the mixed adhesive. TOXIC FUMES CAN OCCUR, RESULTING IN PERSONAL INJURY. Mixing smaller quantities will minimize the heat buildup.

Applying - Bonding surfaces should be clean, dry and properly prepared. For optimum surface preparation consult the LOCTITE Surface Preparation Guide. The bonded parts should be held in contact until the adhesive is set. Handling strength for this adhesive will occur in 12 hours @ 77°F/25°C, after which the support tooling or pressure used during cure may be removed. Since full bond strength has not yet been attained, load application should be small at this time.

Curing - This adhesive may be cured for 3 to 5 days @ 77°F/25°C or 1 hour @ 180°F/82°C to achieve normal performance.

Cleanup - It is important to remove excess adhesive from the work area and application equipment before it hardens. Denatured alcohol and many common industrial solvents are suitable for removing uncured adhesive. Consult your supplier's information pertaining to the safe and proper use of solvents.

Bond Strength Performance

Tensile Lap Shear Strength - Tensile lap shear strength tested per ASTM D1002. Adherends are 0.063 inch/1.6 mm thick aluminum as referenced and treated with FPL per ASTM D2651 or Phosphoric Acid Anodizing (PAA) per ASTM D3933. Adhesive cures are referenced.

Test Temperature, °F/°C	Typical Results			
	2024-T3 Clad / FPL 72 hours at 77°F/25°C under 10 psi/0.7 bar pressure		2024-T3 Bare / PAA 2 hours at 150°F/66°C under 10 psi/0.7 bar pressure	
	psi	MPa	psi	MPa
-67/-55	5470	37.7	-	-
77/25	4753	32.8	5000	34.5
180/82	934	6.4	1000	6.9
77/25 (Hot/Wet)	4757	32.8	-	-

750 hours @ 160°F/71°C & 85% R.H.

*Adhesive components were mixed and allowed to sit for 35 minutes, then applied to the bonding surface.

*Sub-ambient -67°F/-55°C test specimens saw a total soak time of 30 minutes prior to testing.





Technical Process Bulletin

LOCTITE EA 9309.3NA AERO Epoxy Paste Adhesive (KNOWN AS Hysol EA 9309.3NA)

Tensile Lap Shear Strength - Tensile lap shear strength tested per ASTM D1002 after curing for 5 days @ 77°F/25°C. Adherends are 2024-T3 Alclad 0.063 inch/1.6 mm thick aluminum treated with Phosphoric Acid Anodizing (PAA) per ASTM D3933.

<u>Exposure</u>	<u>Conditioning time</u>	<u>Typical Results</u> Tested at 77°F/25°C	
		<u>psi</u>	<u>MPa</u>
Control	None	4,800	33.1
Hydraulic Oil	7 days @ 77°F/25°C	4,600	31.7
JP-4 Fuel	7 days @ 77°F/25°C	4,700	32.3
Anti-icing Fluid	7 days @ 77°F/25°C	4,500	31.3
Hydrocarbon III	7 days @ 77°F/25°C	4,300	29.6
Skydrol 500	7 days @ 77°F/25°C	4,600	31.7
Water	30 days @ 77°F/25°C	4,700	32.4
Hot/Wet	30 days @ 120°F/49°C & 98% R.H.	5,100	35.2
Salt Spray (5% NaCl)	30 days @ 105°F/41°C	5,000	32.4
Creep Deflection @ 77°F/25°C	After 192 hrs. @ 1600 psi /11.0 MPa load	0.00056 in	0.0142 mm

Peel Strength - T-Peel strength tested per ASTM D1876 @ 77°F/25°C. Adherends are 0.020 inch/0.51 mm thick aluminum as referenced and treated with Phosphoric Acid Anodizing (PAA) per ASTM D3933. Adhesive cures are referenced.

<u>Test Temperature, °F/°C</u>	<u>Typical Results</u>			
	2024-T3 Clad		2024-T3 Bare	
	72 hours at 77°F/25°C under 28 in-Hg/711 mm-Hg Vacuum		2 hours at 180°F/82°C under 28 in-Hg/711 mm-Hg Vacuum	
	<u>lbf/in</u>	<u>N/25mm</u>	<u>lbf/in</u>	<u>N/25mm</u>
-67/-55	31	138	21	93
77/25	48	214	32	142

*Sub-ambient -67°F test specimens saw a total soak time of 30 minutes prior to testing.

Floating Roller (Bell) Peel Strength - Bell Peel strength tested per ASTM D3167. Adherends are 2024-T3 Bare 0.025 inch/0.64 mm & 0.063 inch/1.6 mm thick aluminum and treated with Phosphoric Acid Anodizing (PAA) per ASTM D3933. Adhesive cure is referenced.

<u>Test Temperature, °F/°C</u>	<u>Typical Results</u>	
	72 hours at 77°F/25°C under 28 in-Hg/711 mm-Hg Vacuum	
	<u>lbf/in</u>	<u>N/25mm</u>
	94	418

Service Temperature

Service temperature is defined as that temperature at which this adhesive still retains 1000 psi/6.9 MPa using test method ASTM D1002 and is approximately 180°F/82°C.





Technical Process Bulletin

LOCTITE EA 9309.3NA AERO

Epoxy Paste Adhesive

(KNOWN AS Hysol EA 9309.3NA)

Bulk Resin Properties**Tensile Properties** - tested using 0.125 inch/3.18 mm castings per ASTM D638.**Shore D Hardness** - Durometer Model D ASTM D2240.

Tensile Properties: Cure 72 hours @ 77°F/25°C

▪ Tensile Strength @ 77°F/25°C	4,670 psi	32.2 MPa
▪ Tensile Modulus @ 77°F/25°C	334 ksi	2,303 MPa
▪ Shear Modulus @ 77°F/25°C	122 ksi	841 MPa
▪ Poisson's Ratio	0.36	
▪ Elongation at Break, %	10	
▪ Shore D Hardness @ 77°F/25°C	80	

Glass Transition Temperature (T_g) - Rheometric Scientific DMTA IV - Single Cantilever,

Heat-up rate: 5°C/min., Frequency: 1 Hz, Strain: 0.1%

Specimen Dimensions: 1 inch/25.4 mm x 0.49 inch/12.4 mm x 0.063 inch/1.6 mm

Cure: 72 hours @ 77°F/25°C

T _g dry (DMTA)	142°F	61°C
T _g wet (DMTA)	147°F	64°C

Cure: 1 hour @ 180°F/82°C

T _g dry (DMTA)	178°F	81°C
T _g wet (DMTA)	147°F	64°C

*Wet: 160°F/71°C & 85% RH until saturation. Moisture uptake was 2.5%.

Compressive Properties - tested using 0.5 inch/12.7 mm castings per ASTM D695.

Compressive Strength @ 77°F/25°C 7,500 psi 51.7 MPa

Compressive Modulus @ 77°F/25°C 245 ksi 1,688 MPa

Electrical Properties - tested per ASTM D149, D150.

	<u>0.1 KHz</u>	<u>1.0 KHz</u>	<u>10.0 KHz</u>
Dielectric Constant	4.33	4.29	4.17
Dissipation Factor	.018	.014	.028
Volume Resistivity (ohm-cm)		1.36 x 10 ¹⁴	
Surface Resistivity (ohm)		4.94 x 10 ¹⁴	
Thermal Conductivity (cal/sec-cm-°C)		4.50 x 10 ⁻⁴	

Handling Precautions

Do not handle or use until the Material Safety Data Sheet has been read and understood.

For industrial use only.

DISPOSAL INFORMATION

Dispose of spent remover and paint residue per local, state and regional regulations. Refer to HENKEL TECHNOLOGIES MATERIAL SAFETY DATA SHEET for additional disposal information.





Technical Process Bulletin

LOCTITE EA 9309.3NA AERO

Epoxy Paste Adhesive

(KNOWN AS Hysol EA 9309.3NA)

PRECAUTIONARY INFORMATION

General:

As with most epoxy based systems, use this product with adequate ventilation. Do not get in eyes or on skin. Avoid breathing the vapors. Wash thoroughly with soap and water after handling. Empty containers retain product residue and vapors so obey all precautions when handling empty containers.

PART A

CAUTION! This material may cause eye and skin irritation or allergic dermatitis. It contains epoxy resins.

PART B

WARNING! This material causes eye and skin irritation or allergic dermatitis. It contains amines.

Before using this product refer to container label and HENKEL TECHNOLOGIES MATERIAL SAFETY DATA SHEET for additional precautionary, handling and first aid information.

Note

The data contained herein are furnished for information only and are believed to be reliable. We cannot assume responsibility for the results obtained by others over whose methods we have no control. It is the user's responsibility to determine suitability for the user's purpose of any production methods mentioned herein and to adopt such precautions as may be advisable for the protection of property and of persons against any hazards that may be involved in the handling and use thereof. In light of the foregoing, **Henkel Corporation specifically disclaims all warranties expressed or implied, including warranties of merchantability or fitness for a particular purpose, arising from sale or use of Henkel Corporation's products. Henkel Corporation specifically disclaims any liability for consequential or incidental damages of any kind, including lost profits.** The discussion herein of various processes or compositions is not to be interpreted as representation that they are free from domination of patents owned by others or as a license under any Henkel Corporation patents that may cover such processes or compositions. We recommend that each prospective user test his proposed application before repetitive use, using this data as a guide. This product may be covered by one or more United States or foreign patents or patent applications.

Rev. 7/2013

Henkel Corporation Aerospace | 2850 Willow Pass Road | Bay Point, CA 94565
PHONE: +1.925.458.8000 | FAX: +1.925.458.8030 | www.henkel.com/aerospace

Trademark usage

Except as otherwise noted, all trademarks in this document are trademarks of Henkel Corporation in the U.S. and elsewhere. © denotes a trademark registered in the U.S. Patent and Trademark Office.

The data contained herein are furnished for information only and are believed to be reliable. We cannot assume responsibility for the results obtained by others over whose methods we have no control. It is the user's responsibility to determine suitability for the user's purpose of any production methods mentioned herein and to adopt such precautions as may be advisable for the protection of property and of persons against any hazards that may be involved in the handling and use thereof. In light of the foregoing, **Henkel Corporation specifically disclaims all warranties expressed or implied, including warranties of merchantability or fitness for a particular purpose, arising from sale or use of Henkel Corporation's products. Henkel Corporation specifically disclaims any liability for consequential or incidental damages of any kind, including lost profits.** The discussion herein of various processes or compositions is not to be interpreted as representation that they are free from domination of patents owned by others or as a license under any Henkel Corporation patents that may cover such processes or compositions. We recommend that each prospective user test his proposed application before repetitive use, using this data as a guide. This product may be covered by one or more United States or foreign patents or patent applications.



APPENDICE B

Manuale MSC.Marc – Vol. B. Libreria elementi utilizzati (11, 151, 186)

Element 11

Arbitrary Quadrilateral Plane-strain

Element type 11 is a four-node, isoparametric, arbitrary quadrilateral written for plane strain applications. As this element uses bilinear interpolation functions, the strains tend to be constant throughout the element. This results in a poor representation of shear behavior. The shear (or bending) characteristics can be improved by using alternative interpolation functions. This assumed strain procedure is flagged through the [GEOMETRY](#) option.

In general, you need more of these lower-order elements than the higher-order elements such as types [27](#) or [54](#). Hence, use a fine mesh.

This element is preferred over higher-order elements when used in a contact analysis.

The stiffness of this element is formed using four-point Gaussian integration.

For nearly incompressible behavior, including plasticity or creep, it is advantageous to use an alternative integration procedure. This constant dilatation method, which eliminates potential element locking, is flagged through the [GEOMETRY](#) option.

This element can be used for all constitutive relations. When using incompressible rubber materials (for example, Mooney and Ogden), the element must be used within the Updated Lagrange framework.

For rubber materials with total Lagrange procedure, element type [80](#) can be used. This is slightly more expensive because of the extra pressure degrees of freedom associated with element type [80](#).

Quick Reference

Type 11

Plane-strain quadrilateral.

Connectivity

Four nodes per element. Node numbering must be counterclockwise (see [Figure 3-13](#)).

Geometry

The thickness is entered in the first data field ([EGEOM1](#)). Default thickness is one.

If a nonzero value is entered in the second data field ([EGEOM2](#)), the volume strain is constant throughout the element. That is particularly useful for analysis of approximately incompressible materials and for analysis of structures in the fully plastic range. It is also recommended for creep problems in which it is attempted to obtain the steady-state solution.

If a one is entered in the third field, the assumed strain formulation is used.

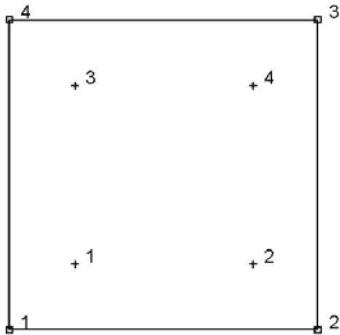


Figure 3-13 Gaussian Integration Points for Element Type 11

Coordinates

Two coordinates in the global x- and y-direction.

Degrees of Freedom

- 1 = u displacement (x-direction)
- 2 = v displacement (y-direction)

Distributed Loads

Load types for distributed loads are as follows:

Load Type	Description
0	Uniform pressure distributed on 1-2 face of the element.
1	Uniform body force per unit volume in first coordinate direction.
2	Uniform body force by unit volume in second coordinate direction.
3	Nonuniform pressure on 1-2 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
4	Nonuniform body force per unit volume in first coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
5	Nonuniform body force per unit volume in second coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
6	Uniform pressure on 2-3 face of the element.
7	Nonuniform pressure on 2-3 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
8	Uniform pressure on 3-4 face of the element.

Output of Stress

The output of stress components is similar to the output of strain components.

Transformation

The global degrees of freedom can be transformed into local directions.

Tying

Use the [TYING](#) model definition option or the [UFORMSN](#) user subroutine.

Output Points

Output occurs at the element integration points.

Updated Lagrange Procedure and Finite Strain Plasticity

The cohesive material model for this element does not support plasticity. When used in a nonlinear analysis, either in the total or updated Lagrange formulation, the local element coordinate system is updated based on the deformed element configuration.

Coupled Analysis

In a coupled thermal-mechanical analysis, the associated heat transfer element is type 220. See Element [220](#) for more details.

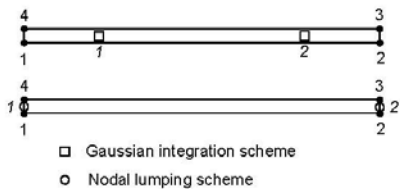


Figure 3-266 Element 186: Mid-line and Location of Integration Points

Quick Reference

Type 186

Linear, four-node planar interface element.

Connectivity

Four nodes per element. Node numbering must be counterclockwise (see Figure 3-265), so that the two sides of the interface are the element edges 1-2 and 3-4.

Geometry

The thickness is entered in the first data field. Default thickness is one. If the fifth data field is set to one, the Newton-Cotes/Lobatto integration scheme is used instead of the default Gaussian integration scheme.

Coordinates

Two coordinates in the global x- and y-direction.

Degrees of Freedom

- 1 = u displacement (x-direction).
- 2 = v displacement (y-direction).

Distributed Loading

There are no distributed load types available for this element.

Output of Strain

The two strain components are given at the element integration points. They are determined by the relative displacements between the top and bottom edge and are given in the local element system:

$$1 = u_{top} - u_{bottom}$$
$$2 = v_{top} - v_{bottom}$$

Element 186**Four-node Planar Interface Element**

Element type 186 is a mechanical four-node planar interface element, which can be used to simulate the onset and progress of delamination.

The connectivity of the element is shown in [Figure 3-265](#). The element is typically used to model the interface between different materials, where nodes 1 and 2 correspond to one side of the interface (called the bottom) and nodes 3 and 4 to the other (called the top). The stress components of the element are one normal and one shear traction, which are expressed with respect to the local coordinate system (v_1, v_2) , indicated in [Figure 3-265](#). The corresponding deformations are the relative displacements between the top and the bottom edge of the element. The element is allowed to be infinitely thin, in which case the edges 1-2 and 3-4 coincide.

The constitutive behavior of the element is defined via the [COHESIVE](#) model definition option.

Because the element is thin, there is no mass associated with the element. It should be noted that there is also no geometric or initial stress stiffening.

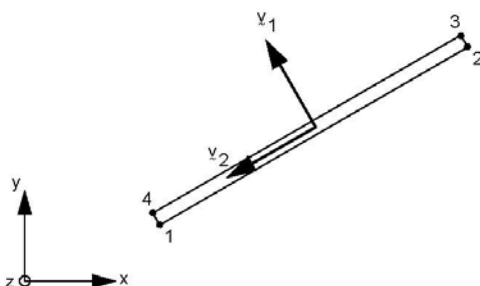


Figure 3-265 Element Type 186: Connectivity and Local Coordinate System

Geometric Basis

The first element base vector v_1 is obtained by rotating the direction vector from the middle of edge 1-4 to the middle of edge 2-3 counterclockwise over 90 degrees. Together with the first element base vector and the global z-axis, the second element base vector v_2 forms a right-hand system (see [Figure 3-265](#)).

The element stiffness matrix is integrated numerically using a two-point integration scheme. By default, the position of the integration points corresponds to the Gauss integration scheme. As an alternative, the Newton-Cotes/Lobatto scheme can be selected via the [GEOMETRY](#) option, in which case the integration points are located at the middle of the edges 1-4 and 2-3 (see [Figure 3-266](#)). The latter scheme may be advantageous in cases where the interface is relatively stiff compared to the surrounding material.

Note: The stress and strain tensors represent a full 3-D tensor, although the kinematics of the element only allows a plane strain deformation where strain components 5 and 6 must be identical to zero. These components may become nonzero if transformations to a preferred orientation system are being used as defined in the [COMPOSITE](#) model definition option with a nonzero ply orientation angle. The associated stress components 5 and 6 in this system may become nonzero and with nonisotropic material behavior even the stress components 5 and 6 in the global system may become nonzero. The user should make sure that the layer build-up is such, that globally the plane strain deformation is maintained by good approximation, so that the averaged stress state of the element remains a plane strain stress state by good approximation, although such a stress state may have been violated on a layer by layer basis (e.g., by having one layer with some positive ply orientation angle and the next layer with the same negative ply orientation angle).

The [PRINT ELEMENT](#) or [PRINT CHOICE](#) options can be used to print out stress and strain results for specific integration points in the output file. The [PRINT ELEMENT](#) option is only valid for the first 28 integration points while the [PRINT CHOICE](#) option can be used for any integration point number (from 1 to a maximum of 2040). On the post file, stresses and strains can be obtained for the four integration points of each layer. When no layer is specified, post file results are presented for layer 1.

Interlaminar normal and shear stresses, as well as their directions, are output.

By using post code 501 or 511 (representing interlaminar normal and shear stresses, respectively), the interlaminar normal or shear stress can be written into the post file in the form of a stress tensor defined in the global coordinate directions. Mentat can be used to plot the principal directions of the stress tensor to show the magnitude and the direction of the stress, and their changes based on deformation.

Transformation

Any local set (u, v) can be used at any node.

Local Element Coordinate System

A local element coordinate system is used to facilitate the definition of anisotropic composite layered materials. The first element direction is the material layer direction. The second element direction is normal to the material layers pointing to the thickness direction. The third element direction is the cross products of the first and second element. The material preferred directions are then defined by a rotation of the element coordinate system about the second element direction with an orientation angle defined in the [COMPOSITE](#) model definition option in the *Marc Volume C: Program Input* manual.

Updated Lagrange Procedure and Finite Strain Plasticity

Capability is available.

Coupled Analysis

In a coupled thermal-mechanical analysis, the associated heat transfer element is type 177. See Element [177](#) for a description of the conventions used for entering the flux and film data for this element. Volumetric flux generated by dissipated plastic energy is specified with type 101.

Load Type	Description
20	Uniform shear force on side 1-2 (positive from 1 to 2).
21	Nonuniform shear force on side 1-2; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
22	Uniform shear force on side 2-3 (positive from 2 to 3).
23	Nonuniform shear force on side 2-3; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
24	Uniform shear force on side 3-4 (positive from 3 to 4).
25	Nonuniform shear force on side 3-4; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
26	Uniform shear force on side 4-1 (positive from 4 to 1).
27	Nonuniform shear force on side 4-1; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
100	Centrifugal load, first value specifies the square of the angular velocity in radians/time and the second value specifies the angular acceleration in radians/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
102	Gravity loading in global direction. Enter the magnitude of gravity acceleration in the z-direction.
103	Centrifugal and Coriolis load, first value specifies the square of the angular velocity in radians/time and the second value specifies the angular acceleration in radians/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
104	Centrifugal load, first value specifies the angular velocity in cycles/time and the second value specifies the angular acceleration in cycles/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
105	Centrifugal and Coriolis load, first value specifies the angular velocity in cycles/time and the second value specifies the angular acceleration in cycles/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.

All pressures are positive when directed into the element. In addition, point loads can be applied at the nodes.

For other types of distributed loads that are normally applicable for all types of elements, please refer to [Distributed Loads](#) in Chapter 1 of this manual.

Output of Strain and Stresses

Stresses and Strains are output at each integration point. For the case of large deformations, the stresses are the second Piola-Kirchhoff stresses and the strains are the Green strains.

- 1 = global xx strain
- 2 = global yy strain
- 3 = global zz strain
- 4 = global xy strain
- 5 = global yz strain
- 6 = global xz strain

Load Type	Description
9	Nonuniform pressure on 3-4 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
10	Uniform pressure on 4-1 face of the element.
11	Nonuniform pressure on 4-1 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
20	Uniform shear force on side 1-2 (positive from 1 to 2).
21	Nonuniform shear force on side 1-2; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
22	Uniform shear force on side 2-3 (positive from 2 to 3).
23	Nonuniform shear force on side 2-3; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
24	Uniform shear force on side 3-4 (positive from 3 to 4).
25	Nonuniform shear force on side 3-4; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
26	Uniform shear force on side 4-1 (positive from 4 to 1).
27	Nonuniform shear force on side 4-1; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
100	Centrifugal load, first value specifies the square of the angular velocity in radians/time and the second value specifies the angular acceleration in radians/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
102	Gravity loading in global direction. Enter the magnitude of gravity acceleration in the z-direction.
103	Centrifugal and Coriolis load, first value specifies the square of the angular velocity in radians/time and the second value specifies the angular acceleration in radians/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
104	Centrifugal load, first value specifies the angular velocity in cycles/time and the second value specifies the angular acceleration in cycles/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.
105	Centrifugal and Coriolis load, first value specifies the angular velocity in cycles/time and the second value specifies the angular acceleration in cycles/time ² . Rotation axis is specified in the ROTATION A option. Angular acceleration must be zero for axisymmetric elements.

All pressures are positive when directed into the element. In addition, point loads can be applied at the nodes.

For other types of distributed loads that are normally applicable for all types of elements, please refer to [Distributed Loads](#) in Chapter 1 of this manual.

716 Marc Volume B: Element Library
Element 151
Geometry

If a nonzero value is entered in the second data field (EGEOM2), the volumetric strain is constant throughout the element. This is particularly useful when materials in one or more layers are nearly incompressible.

The isoparametric direction of layers is defined in the third field (EGEOM3), enter 1 or 2:

- 1 = Material layers are parallel to the 1, 2 and 3, 4 edges; the thickness direction is from the 1, 2 edge to the 3, 4 edge of the element (Figure 3-228 (a)).
- 2 = Material layers are parallel to the 1, 4 and 2, 3 edges; the thickness direction is from the 1, 4 edge to the 2, 3 edge of the element (Figure 3-228 (b)).

Coordinates

Two global coordinates in the x- and y-directions.

Degrees of Freedom

- 1 - u
- 2 - v

Distributed Loads

Load types for distributed loads are as follows:

Load Type	Description
0	Uniform pressure distributed on 1-2 face of the element.
1	Uniform body force per unit volume in first coordinate direction.
2	Uniform body force by unit volume in second coordinate direction.
3	Nonuniform pressure on 1-2 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
4	Nonuniform body force per unit volume in first coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
5	Nonuniform body force per unit volume in second coordinate direction; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
6	Uniform pressure on 2-3 face of the element.
7	Nonuniform pressure on 2-3 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
8	Uniform pressure on 3-4 face of the element.
9	Nonuniform pressure on 3-4 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.
10	Uniform pressure on 4-1 face of the element.
11	Nonuniform pressure on 4-1 face of the element; magnitude supplied through the FORCEM user subroutine.

Element 151**Quadrilateral, Plane Strain, Four-node Composite Element**

This is an isoparametric, plane strain, four-node composite element. Different material properties can be used for different layers within the element (see Figure 3-228).

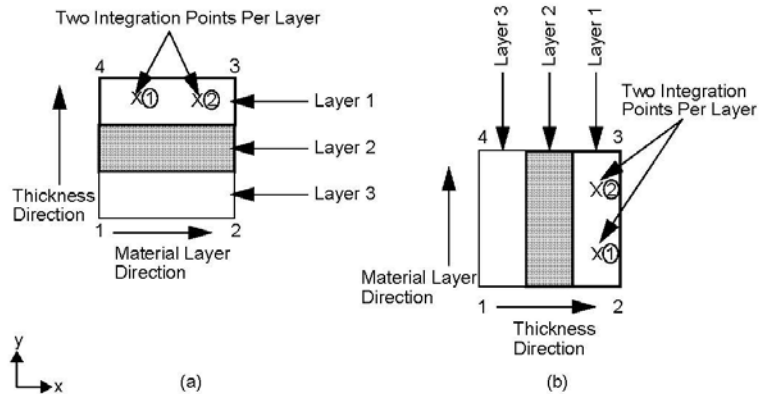


Figure 3-228 Typical Four-node, Quadrilateral, Plane Strain Composite Element

All constitutive equations available can be used for the element. To use the Mooney and Ogden nearly incompressible material model, the Updated Lagrange formulation must be used.

Integration

The number of continuum layers within an element is input via the **COMPOSITE** option. To ensure the stability of the element, a minimum number of two layers is required within the element. Each layer is assumed to be placed parallel to a pair of opposite element edges, so that the “thickness” direction is from one of the element edges to its opposite one. For instance (see Figure 3-228), if the layer is parallel to the 1, 2 and 3, 4 edges of the element, the “thickness” direction is from element edge 1, 2 to element edge 3, 4. The element is integrated using a numerical scheme based on Gauss quadrature. Each layer contains two integration points (see Figure 3-228). On each layer, you must input, via the **COMPOSITE** option, the thickness (or percentage of the thickness) and the material set id. See *Marc Volume C: Program Input* for the **COMPOSITE** option. A maximum of 1020 layers can be used within each element.

Quick Reference**Type 151**

Four-node, isoparametric, quadrilateral, plane strain composite element.

Connectivity

Four nodes per element. Node numbering of the element is the same as for element type 11.

BIBLIOGRAFIA

- [1] Tong L, Soutis C. Recent Advances in Structural Joints and Repairs for Composite Materials. vol. 53. 2003. doi:10.1007/978-94-017-0329-1.
- [2] da Silva LFM, das Neves PJC, Adams RD, Spelt JK. Analytical models of adhesively bonded joints-Part I: Literature survey. *Int J Adhes Adhes* 2009;29:319–30. doi:10.1016/j.ijadhadh.2008.06.005.
- [3] Banea MD, da Silva LFMM. Adhesively bonded joints in composite materials: an overview. *Proc Inst Mech Eng Part L J Mater Des Appl* 2009;223:1–18. doi:10.1243/14644207.
- [4] Agarwal A, Hamed E. Effect of adhesive thickness on the interfacial stresses in steel-FRP lap-joints under freeze-thaw cycling, 2013.
- [5] Banea MD, da Silva LFM, Campilho RDSG. Testing of RTV silicone adhesives for high temperature applications. *Ann “Dunarea Jos” Univ Galati, Fascicle XII, Weld Equip Technol* 2010;21.
- [6] Budhe S, Banea MD, de Barros S, da Silva LFM. An updated review of adhesively bonded joints in composite materials. *Int J Adhes Adhes* 2016;50. doi:10.1016/j.ijadhadh.2016.10.010.
- [7] Larché JF, Bussière PO, Thérias S, Gardette JL. Photooxidation of polymers: Relating material properties to chemical changes. *Polym Degrad Stab* 2012;97:25–34. doi:10.1016/j.polymdegradstab.2011.10.020.
- [8] Awaja F, Nguyen MT, Zhang S, Arhatari B. The investigation of inner structural damage of UV and heat degraded polymer composites using X-ray micro CT. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2011;42:408–18. doi:10.1016/j.compositesa.2010.12.015.
- [9] Andrady AL, Hamid HS. Effects of climate change and UV-B on materials. *Photochem Photobiol Sci* 2003;2:68–72. doi:10.1039/b211156j.
- [10] Odegard GM, Bandyopadhyay A. Physical aging of epoxy polymers and their composites. *J Polym Sci Part B Polym Phys* 2011;49:1695–716. doi:10.1002/polb.22384.
- [11] Bellini C, Parodo G, Sorrentino L. Effect of operating temperature on aged single lap bonded joints. *Def Technol* 2019. doi:10.1016/j.dt.2019.05.015.
- [12] Mahato KK, Rathore DK, Dutta K, Ray BC. Effect of loading rates of severely thermal-shocked glass fiber/epoxy composites. *Compos Commun* 2017;3:7–10. doi:10.1016/j.coco.2016.11.001.
- [13] Qin G, Na J, Mu W, Tan W, Yang J, Ren J. Effect of continuous high temperature exposure on the adhesive strength of epoxy adhesive, CFRP and adhesively bonded CFRP-aluminum alloy joints. *Compos Part B Eng* 2018;154:43–55. doi:10.1016/j.compositesb.2018.07.059.
- [14] Kinloch AJ. Adhesion and adhesives – Science and Technology. Springer

- Science & Business Media; 1987. doi:10.1179/sic.1984.29.Supplement-1.5.
- [15] Parker BM. Adhesive bonding of fibre- reinforced composites. *Int J Adhes Adhes* 1994;14:137–43. doi:10.1016/0143-7496(94)90009-4.
 - [16] Morgan RJ, O’Neal JE, Fanter DL. The effect of moisture on the physical and mechanical integrity of epoxies. *J Mater Sci* 1980;15:751–64. doi:10.1007/BF00860101.
 - [17] Tucker WC, Brown R. Blister Formation on Graphite/Polymer Composites Galvanically Coupled with Steel in Seawater. *J Compos Mater* 1989;23:389–95. doi:10.1177/002199838902300406.
 - [18] Armstrong KB. Long-term durability in water of aluminium alloy adhesive joints bonded with epoxy adhesives. *Int J Adhes Adhes* 1997;17:89–105. doi:10.1016/S0143-7496(96)00038-3.
 - [19] Wylde JW, Spelt JK. Measurement of adhesive joint fracture properties as a function of environmental degradation. *Int J Adhes Adhes* 1998;18:237–46. doi:10.1016/S0143-7496(98)00028-1.
 - [20] Wilken R, Fladung T, Schiffels P, Diekhoff S, Henneman O-D. Interfacial Diffusion of Water in Epoxy-Based Adhesive Joints. *Adhes.* ’05, 2005.
 - [21] McConnell BK, Pethrick RA. A dielectric study of hydrolytic ageing and the effects of periodic freezing in carbon fibre reinforced plastic jointed structures. *Int J Adhes Adhes* 2010;30:214–24. doi:10.1016/j.ijadhadh.2010.01.003.
 - [22] Zhou J, Lucas JP. The effects of a water environment on anomalous absorption behavior in graphite/epoxy composites. *Compos Sci Technol* 1995;53:57–64. doi:10.1016/0266-3538(94)00078-6.
 - [23] Zanni-Deffarges MP, Shanahan MER. Diffusion of water into an epoxy adhesive: comparison between bulk behaviour and adhesive joints. *Int J Adhes Adhes* 1995;15:137–42. doi:10.1016/0143-7496(95)91624-F.
 - [24] Bowditch MR. The durability of adhesive joints in the presence of water. *Int J Adhes Adhes* 1996;16:73–9. doi:10.1016/0143-7496(96)00001-2.
 - [25] de Bruyne NA. *My life*. Cambridge: Midsummer Books; 1996.
 - [26] Difficulties in Gluing Plywood, Bulletin No. 21. n.d.
 - [27] Cognard P. Adhesive and Sealants - Basic Concepts and High Tech Bonding - Handbook of Adhesives and Sealants - Vol.1. Elsevier Ltd. All; 2005.
 - [28] Devine A. *Engineering Design Handbook*. 1973.
 - [29] Bernard Q, Fois M, Grisel M. Peel Ply Surface Treatment for Composite Assemblies: Chemistry and Morphology Effects. *Compos Part A* 2005;36:1562–8. doi:https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2005.02.012.
 - [30] Ebnesajjad S, Ebnesajjad C. Surface Treatment of Materials for Adhesive Bonding. 2014. doi:10.1016/B978-0-323-26435-8.00006-X.
 - [31] Dillard JG, Spinu IM. An Investigation of the Effect of Plasma Treatment on the Surface Properties and Adhesion in Sheet Molded Composite (SMC) Material. *J Adhes* 1990;31.
 - [32] Wingfield JRJ. Treatment of composite surfaces for adhesive bonding. *Int J Adhes Adhes* 1993;13:151–6. doi:10.1016/0143-7496(93)90036-9.
 - [33] Fischer F, Kreling S, Jäschke P, Frauenhofer M, Kracht D, Dilger K. Laser Surface Pre-Treatment of CFRP for Adhesive Bonding in Consideration of the Absorption Behaviour. *J Adhes* 2012;88:350–63.

- doi:10.1080/00218464.2012.660042.
- [34] Oliveira V, Sharma SP, de Moura MFSF, Moreira RDF, Vilar R. Surface treatment of CFRP composites using femtosecond laser radiation. *Opt Lasers Eng* 2017;94:37–43. doi:10.1016/j.optlaseng.2017.02.011.
 - [35] Sorrentino L, Polini W, Bellini C, Parodo G. Surface treatment of CFRP: influence on single lap joint performances. *Int J Adhes Adhes* 2018;85:225–33. doi:10.1016/j.ijadhadh.2018.06.008.
 - [36] Bellini C, Parodo G, Polini W, Sorrentino L. Influence of hydrothermal ageing on single lap bonded CFRP joints. *Frat Ed Integrità Strutt* 2018;45:173–82. doi:10.3221/IGF-ESIS.45.15.
 - [37] Bellini C, Parodo G, Polini W, Sorrentino L. Experimental investigation of hydrothermal ageing on single lap bonded CFRP joints. *Procedia Struct Integr* 2018;9:101–17. doi:10.3221/IGF-ESIS.45.15.
 - [38] Goglio L, Rezaei M. Effect of different substrate pre-treatments on the resistance of aluminum joints to moist environments. *J Adhes* 2013;89:769–84. doi:10.1080/00218464.2012.759883.
 - [39] Davis M, Bond D. Principles and practices of adhesive bonded structural joints and repairs. *Int J Adhes Adhes* 1999;19:91–105. doi:10.1016/S0143-7496(98)00026-8.
 - [40] Sorrentino L, Bellini C, Parodo G, Turchetta S. Increasing of ENF Bonded Joints Performance by Design of Laser Surface Texturing. *Key Eng Mater* 2019;813:346–51. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.813.346.
 - [41] Mittal KL. *Laser Surface Modification and Adhesion*. 2015.
 - [42] Flinn BD, Phariss MKM, Ballien B, Grace WB, VanVoast PJ. Peel-ply surface preparation variables and their effect on bond quality. *Int. SAMPE Tech. Conf.*, vol. 2005, 2005.
 - [43] Li J, Yan Y, Zhang T, Liang Z. Experimental study of adhesively bonded CFRP joints subjected to tensile loads. *Int J Adhes Adhes* 2015;57:95–104. doi:10.1016/j.ijadhadh.2014.11.001.
 - [44] Stuparu FA, Constantinescu DM, Sorohan S. Cohesive and XFEM evaluation of adhesive failure for dissimilar single-lap joints. *Procedia Struct Integr* 2016;2:316–25. doi:10.1016/j.prostr.2016.06.041.
 - [45] Stuparu FA, Apostol DA, Constantinescu DM, Sandu M, Sorohan S. Failure analysis of dissimilar single-lap joints. *Frat Ed Integrità Strutt* 2016;10:69–77. doi:10.3221/IGF-ESIS.36.08.
 - [46] Flinn B, Clark B, Satterwhite J, Voast PJ Van. Influence of Peel Ply Type on Adhesive Bonding of Composites. *Sampe* 2008:1–26.
 - [47] de Castro J, Keller T. Ductile double-lap joints from brittle GFRP laminates and ductile adhesives, Part II: Numerical investigation and joint strength prediction. *Compos Part B Eng* 2008;39:282–91. doi:10.1016/j.compositesb.2007.02.016.
 - [48] Flinn B, Phariss M. *The Effect of Peel-Ply Surface Preparation Variables on Bond Quality*. Seattle: 2006.
 - [49] Hart-Smith L. The curse of nylon peel ply. *41st SAMPE Int Symp Exhib* 1996 Hart-Smith 1996:2.
 - [50] Sorrentino L, Carrino L. Influence of process parameters of oxygen cold plasma treatment on wettability ageing time of 2024 aluminium alloy. *Int J Adhes*

- Adhes 2009;29:136–43. doi:10.1016/j.ijadhadh.2008.01.009.
- [51] Joshi B, Tripathi K, Gyawali G, Lee SW. The effect of laser surface texturing on the tribological performance of different Sialon ceramic phases. *Prog Nat Sci Mater Int* 2016;26:415–21. doi:10.1016/j.pnsc.2016.08.003.
 - [52] Schweizer M, Meinhard D, Ruck S, Riegel H. Adhesive bonding of CFRP: a comparison of different surface pre-treatment strategies and their effect on the bonding shear strength. *J Adhes Sci Technol* 2017;4243:0. doi:10.1080/01694243.2017.1310695.
 - [53] Caprino G. Cutting glass fibre reinforced composites using CO2 laser with multimodal-Gaussian distribution. *Int J Mach Tools Manuf* 1995;35:831–40. doi:10.1016/0890-6955(94)00054-N.
 - [54] Herzog D, Jaeschke P, Meier O, Haferkamp H. Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP 2008;48:1464–73. doi:10.1016/j.ijmachtools.2008.04.007.
 - [55] Tonshoff HK, Hesse D, Mommsen J, Germany LH V. *Micromachining Using Excimer Lasers* 1993;42.
 - [56] Yalukova O, Sárady I. Investigation of interaction mechanisms in laser drilling of thermoplastic and thermoset polymers using different wavelengths. *Compos Sci Technol* 2006;66:1289–96. doi:10.1016/j.compscitech.2005.11.002.
 - [57] Völckermeyer F, Fischer F, Stute U, Kracht D. Laser-based approach for bonded repair of carbon fiber reinforced plastics. *Phys Procedia* 2011;12:537–42. doi:10.1016/j.phpro.2011.03.066.
 - [58] Li ZL, Chu PL, Zheng HY, Lim GC, Li L, Marimuthu S, et al. Process development of laser machining of carbon fibre reinforced plastic composites. *ICALEO 2008 - 27th Int. Congr. Appl. Lasers Electro-Optics, Congr. Proc.*, 2008.
 - [59] Leone C, Papa I, Tagliaferri F, Lopresto V. Investigation of CFRP laser milling using a 30 W Q-switched Yb:YAG fiber laser: Effect of process parameters on removal mechanisms and HAZ formation. *Compos Part A Appl Sci Manuf* 2013;55:129–42. doi:10.1016/j.compositesa.2013.08.004.
 - [60] Santochi M, Giusti F. *Tecnologia meccanica e studi di fabbricazione*. n.d.
 - [61] Çoban O, Akman E, Bora MÖ, Genc Oztoprak B, Demir A. Laser Surface Treatment of CFRP Composites for a Better Adhesive Bonding Owing to the Mechanical Interlocking Mechanism. *Polym Compos* 2019;1–12. doi:10.1002/pc.25224.
 - [62] Akman E, Erdoğan Y, Bora MÖ, Çoban O, Oztoprak BG, Demir A. Investigation of accumulated laser fluence and bondline thickness effects on adhesive joint performance of CFRP composites. *Int J Adhes Adhes* 2019;89:109–16. doi:10.1016/j.ijadhadh.2018.12.003.
 - [63] Etsion I. State of the Art in Laser Surface Texturing. *J Tribol* 2005;127:248. doi:10.1115/1.1828070.
 - [64] Palmieri FL, Belcher MA, Wohl CJ, Blohowiak KY, Connell JW. Laser ablation surface preparation for adhesive bonding of carbon fiber reinforced epoxy composites. *Int J Adhes Adhes* 2016;68:95–101. doi:10.1016/j.ijadhadh.2016.02.007.
 - [65] Demir AG, Maressa P, Previtali B. Fibre laser texturing for surface

- functionalization. *Phys Procedia* 2013;41:759–68. doi:10.1016/j.phpro.2013.03.145.
- [66] ASTM International. D7905 - Standard Test Method for Determination of the Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites. *ASTM B Stand* 2014;15.03:1–18. doi:10.1520/D7905.
- [67] Kottner R, Hynek R, Kroupa T. Identification of parameters of cohesive elements for modeling of adhesively bonded joints of epoxy composites. *Appl Comput Mech* 2013;7:137–44.
- [68] Yang C, Pang S-S. Stress-Strain Analysis of Single-Lap Composite Joints Under Tension. *J Eng Mater Technol* 1996;118:247. doi:10.1115/1.2804896.
- [69] Quispe Rodríguez R, De Paiva WP, Sollero P, Bertoni Rodrigues MR, De Albuquerque ÉL. Failure criteria for adhesively bonded joints. *Int J Adhes Adhes* 2012;37:26–36. doi:10.1016/j.ijadhadh.2012.01.009.
- [70] Wu ZJ, Romeijn A, Wardenier J. Stress expressions of single-lap adhesive joints of dissimilar adherends. *Compos Struct* 1997;38:273–80. doi:10.1016/S0263-8223(97)00062-7.
- [71] Zou GP, Shahin K, Taheri F. An analytical solution for the analysis of symmetric composite adhesively bonded joints. *Compos Struct* 2004;65:499–510. doi:10.1016/j.compstruct.2004.01.007.
- [72] Langella A, Carbone R, Nele L, Rosolia M. An analytical closed-form model to evaluate the peel and shear stresses in middle plane for adhesively bonded composite single-lap joints. *J Compos Mater* 2012;46:3–17. doi:10.1177/0021998311401113.
- [73] Mindlin RD. Influence of Rotary Inertia and Shear on Flexural Motions of Isotropic Elastic Plates. *J Appl Mech* 1951;18:31–8.
- [74] Reddy JN. A Simple Higher-Order Theory for Laminated Composite Plates. *J Appl Mech* 1984;51:745–52.
- [75] Tsai MY, Oplinger DW, Morton J. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *Int J Solids Struct* 1998;35:1163–85.
- [76] Zhao B, Lu ZH, Lu YN. Closed-form solutions for elastic stressstrain analysis in unbalanced adhesive single-lap joints considering adherend deformations and bond thickness. *Int J Adhes Adhes* 2011;31:434–45. doi:10.1016/j.ijadhadh.2011.03.002.
- [77] Luo Q, Tong L. Analytical solutions for adhesive composite joints considering large deflection and transverse shear deformation in adherends. *Int J Solids Struct* 2008;45:5914–35. doi:10.1016/j.ijsolstr.2008.07.001.
- [78] Irwin G. Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminum Alloys. *Sagamore Res. Conf. Proceedings*, Vol. 2, 1956, p. 289–305.
- [79] Rice JR. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *J Appl Mech* 1968;35:379–86.
- [80] Griffith AA. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philos Trans Ser A* 1920;221:163–98.
- [81] Dugdale DS. Yielding of steel sheets containing slits. *J Mech Phys Solids* 1960;8:100–4. doi:10.1016/0022-5096(60)90013-2.
- [82] Barenblatt GI. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle

- Fracture. vol. 7. 1962. doi:10.1016/S0065-2156(08)70121-2.
- [83] Kregting R. Cohesive zone models. 2005.
- [84] Needleman A. A Continuum Model for Void Nucleation by Inclusion Debonding. *J Appl Mech* 1987;54:525–31.
- [85] Jiang H, Gao X, Srivatsan T. A cohesive zone model for studying crack growth in materials and structures. *Neural, Parallel Sci Comput* 2010;18:291.
- [86] de Moura MFSF, Campilho RDSG, Gonçalves JPM. Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints. *Int J Solids Struct* 2009;46:1589–95. doi:10.1016/j.ijsolstr.2008.12.001.
- [87] Noorman DC. Cohesive Zone Modelling in Adhesively Bonded Joints. 2014.